

VŠB – Technická univerzita Ostrava  
Fakulta strojní  
Katedra energetiky

Návrh spalovací komory pro nahřívání  
pyrolýzní pece

Combustion Chamber Design

Student: Bc. Petr Pavlík  
Vedoucí diplomové práce: prof. Ing. Dagmar  
Juchelková, Ph.D.

Ostrava 2012

## Zadání diplomové práce

Student:

**Bc. Petr Pavlík**

Studijní program:

N2301 Strojní inženýrství

Studijní obor:

2302T006 Energetické stroje a zařízení

Téma:

Návrh spalovací komory pro nahřívání pyrolýzní pece  
Combustion Chamber Design

Zásady pro vypracování:

Vypracujte návrh řešení nahřívání pyrolýzní komory pomocí spalování plynu. Proved'te technický rozbor možností řešení a shrnutí možností nahřívání (vyhřívání) této komory, včetně výpočtů tepelných toků. Proved'te konstrukční řešení navrženého řešení.

Práce bude obsahovat:

1. Výpočet proudění nahřívacího plynu.
2. Modelování procesu spalování.
3. Návrh alternativních řešení.
4. Návrh možností chlazení plynu.
5. Návrh možností využívání tepla spalin.

Seznam doporučené odborné literatury:

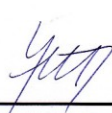
- [1] Kolektiv autorů. *Plynárenská příručka*. Vydala s.r.o. Gas Praha 1997.
- [2] Příručka. *Hořáky na dvojí palivo : plyn, olej* [3174165965]
- [3] HOLZBECHER, Kristián. *Plynové hořáky*. Vyd. 1., SNTL - Nakladatelství technické literatury, Praha, Česká republika, 1969, 111 s.
- [4] SCHOLZ, R., BECKMANN, M., SCHULENBURG, F. *Abfallbehandlung in thermischen Verfahren: Verbrennung, Vergasung, Pyrolyse, Verfahrens und Anlagenkonzepte*. 1. Aufl.. - Stuttgart B.G. Teubner, 2001. 460 s. ISBN 3-519-00402-X.
- [5] ČERNÝ V. a kol. *Parní kotle a spalovací zařízení*. SNTL Praha 1975.
- [6] KOLAT, P. *Přenos tepla a hmoty*. Skripta VŠB Ostrava, 1987.
- [7] RYBÍN, M. *Spalování paliv a hořlavých odpadů v ohništích průmyslových kotlů*. SNTL Praha 1985
- [8] RÉDR, M., PŘÍHODA, M. *Základy tepelné techniky*. SNTL Praha 1991. ISBN 80-03-00366-0.

Formální náležitosti a rozsah diplomové práce stanoví pokyny pro vypracování zveřejněné na webových stránkách fakulty.


Vedoucí diplomové práce: **prof. Ing. Dagmar Juchelková, Ph.D.**

Datum zadání: 16.12.2011

Datum odevzdání: 21.05.2012

  
prof. Ing. Dagmar Juchelková, Ph.D.  
vedoucí katedry



  
prof. Ing. Radim Farana, CSc.  
děkan fakulty

Místopřísežné prohlášení studenta

Prohlašuji, že jsem celou diplomovou práci včetně příloh vypracoval samostatně pod vedením vedoucího diplomové práce a uvedl jsem všechny použité podklady a literaturu.

V Ostravě: 8.5.2012



.....  
podpis studenta

Prohlašuji, že

- jsem byl seznámen s tím, že na moji diplomovou práci se plně vztahuje zákon č. 121/2000 Sb., autorský zákon, zejména § 35 – užití díla v rámci občanských a náboženských obřadů, v rámci školních představení a užití díla školního a § 60 – školní dílo.
- beru na vědomí, že Vysoká škola báňská – Technická univerzita Ostrava (dále jen „VŠB-TUO“) má právo nevýdělečně ke své vnitřní potřebě diplomovou práci užít (§ 35 odst. 3).
- souhlasím s tím, že diplomová práce bude v elektronické podobě uložena v Ústřední knihovně VŠB-TUO k nahlédnutí a jeden výtisk bude uložen u vedoucího diplomové práce. Souhlasím s tím, že údaje o kvalifikační práci budou zveřejněny v informačním systému VŠB-TUO.
- bylo sjednáno, že s VŠB-TUO, v případě zájmu z její strany, uzavřu licenční smlouvu s oprávněním užít dílo v rozsahu § 12 odst. 4 autorského zákona.
- bylo sjednáno, že užít své dílo – diplomovou práci nebo poskytnout licenci k jejímu využití mohu jen se souhlasem VŠB-TUO, která je oprávněna v takovém případě ode mne požadovat přiměřený příspěvek na úhradu nákladů, které byly VŠB-TUO na vytvoření díla vynaloženy (až do jejich skutečné výše).
- beru na vědomí, že odevzdáním své práce souhlasím se zveřejněním své práce podle zákona č. 111/1998 Sb., o vysokých školách a o změně a doplnění dalších zákonů (zákon o vysokých školách), ve znění pozdějších předpisů, bez ohledu na výsledek její obhajoby.

V Ostravě: 8.5.2010



.....  
podpis

Jméno a příjmení autora práce:

Bc. Petr Pavlík

Adresa trvalého pobytu autora práce:

Radotínská 959/9

743 01 Bílovec

### SOUHLAS S VYUŽITÍM TECHNICKÉ DOKUMENTACE

Firma Arrow Line a.s., se sídlem 1. máje 34/120 blok C 703 00 Ostrava – Vítkovice, souhlasí s použitím technické dokumentace pro potřeby této diplomové práce.

### PODĚKOVÁNÍ

Tato diplomová práce vznikla za podpory projektu CZ.1.05/2.1.00/03.0069-ENET Využití netradičních zdrojů energie.

Děkuji paní prof. Ing. Dagmar Juchelkové, Ph.D., vedoucí diplomové práce, za cenné připomínky a rady a také za čas věnovaný konzultacím.

Dále děkuji paní prof. RNDr. Miladě Kozubkové, CSc., vedoucí Katedry hydromechaniky a hydraulických zařízení, za konzultaci výsledků a pomoc při zpracování simulace proudění.

Rovněž děkuji společnosti Arrow Line a.s. za spolupráci při tvorbě tématu diplomové práce a jmenovitě pak zaměstnancům Ing. Máriovi Balcovi a Ing. Liborovi Baráňákovi, za jejich pomoc při získávání potřebných podkladů ohledně dané pyrolýzní jednotky.

## ANOTACE DIPLOMOVÉ PRÁCE

PAVLÍK, P. *Návrh spalovací komory pro nahřívání pyrolýzní pece: diplomová práce*. Ostrava: VŠB – Technická univerzita Ostrava, Fakulta strojní, Katedra energetiky, 2012, 76 s. Vedoucí práce: Juchelková, D.

Diplomová práce se zabývá optimalizací konstrukce spalovací komory pyrolýzní pece. Nejprve je provedeno ověření konstrukčního návrhu komory pomocí analytického výpočtu, poté je provedena numerická simulace proudění spalín za použití softwarové aplikace ANSYS WorkBench. Na základě dosažených výsledků jsou navrženy jednotlivé možnosti konstrukčních úprav spalovací komory. Další část práce je zaměřena na zvýšení efektivity provozu pyrolýzní jednotky. Jedná se o návrh možností chlazení pyrolýzního plynu a návrh možností využití zbytkového tepla spalín. Při jednotlivých návrzích je kladen důraz na technickou i ekonomickou proveditelnost řešení.

## ANNOTATION OF MASTER THESIS

PAVLÍK, P. *Combustion Chamber Design: Master Thesis*. Ostrava: VŠB – Technical University of Ostrava, Faculty of Mechanical Engineering, Department of Power Engineering, 2012, 76 p. Thesis head: Juchelková, D.

This master thesis deals with optimization design of combustion chamber for pyrolysis unit. The first part is devoted to verification of combustion chamber by analytical and numerical calculation methods. For numerical calculation ANSYS FLUENT software has been used. Potential modifications have been designed based on achieved results. The second part is devoted to increasing general efficiency of this unit. It concerns design of possible cooling solutions for pyrolysis gas and combustion products. When selecting the best proposals technical and economical feasibility of the solution has been emphasized.

# OBSAH

<b>OBSAH .....</b>	<b>7</b>
<b>SEZNAM POUŽITÝCH ZKRATEK .....</b>	<b>8</b>
<b>SEZNAM POUŽITÝCH SYMBOLŮ .....</b>	<b>8</b>
<b>1. ÚVOD.....</b>	<b>10</b>
<b>2. NÁVRH SPALOVACÍ KOMORY .....</b>	<b>11</b>
2.1 PYROLÝZNÍ TECHNOLOGIE LIKVIDACE ODPADŮ .....	11
2.2 POPIS ZAŘÍZENÍ.....	13
2.3 ALTERNATIVNÍ MOŽNOSTI NAHŘÍVÁNÍ PYROLÝZNÍ KOMORY .....	17
2.4 UVAŽOVANÁ ZJEDNODUŠENÍ .....	19
<b>3. ANALYTICKÝ VÝPOČET SPALOVACÍ KOMORY .....</b>	<b>20</b>
3.1 URČENÍ POTŘEBNÝCH VELIČIN .....	24
3.2 VÝPOČET MNOŽSTVÍ SPALOVACÍHO VZDUCHU A SPALIN.....	24
3.2 VÝPOČET 1. ČÁSTI .....	26
3.3 VÝPOČET 2. ČÁSTI .....	33
3.4 VÝPOČET 3. ČÁSTI .....	33
3.5 VÝPOČET 0. ČÁSTI .....	34
3.6 ZHODNOCENÍ VÝSLEDKŮ ANALYTICKÉ METODY VÝPOČTU .....	34
<b>4. NUMERICKÁ SIMULACE PROUDĚNÍ .....</b>	<b>35</b>
4.1 URČENÍ GEOMETRIE.....	35
4.2 TVORBA SÍTĚ .....	36
4.3 NUMERICKÉ ŘEŠENÍ V PROSTŘEDÍ PROGRAMU ANSYS FLUENT .....	41
4.4 ZHODNOCENÍ VÝSLEDKŮ NUMERICKÉ METODY VÝPOČTU.....	44
<b>5. KONSTRUKČNÍ NÁVRH SPALOVACÍ KOMORY .....</b>	<b>53</b>
<b>6. NÁVRH MOŽNOSTÍ CHLAZENÍ PLYNU.....</b>	<b>57</b>
<b>7. NÁVRH MOŽNOSTÍ VYUŽITÍ TEPLA SPALIN.....</b>	<b>60</b>
7.1 URČENÍ PARAMETRŮ PRO VÝPOČET SPALINOVÉHO VÝMĚNÍKU .....	64
7.2 TEPELNÁ BILANCE SPALINOVÉHO VÝMĚNÍKU .....	65
7.3 EKONOMICKÁ ROZVAHA .....	68
<b>8. ZÁVĚR .....</b>	<b>74</b>
<b>SEZNAM POUŽITÉ LITERATURY.....</b>	<b>75</b>
<b>SEZNAM PŘÍLOH.....</b>	<b>76</b>

## SEZNAM POUŽITÝCH ZKRATEK

DPH	daň z přidané hodnoty
ČR	Česká republika
CHÚV	chemická úprava vody
NP	normální podmínky
PCDD	polychlorované dibenzo-dioxiny
PCDF	polychlorované dibenzo-furany
SK	spalovací komora
TUV	teplá užitková voda
ÚV	ústřední vytápění
ZP	zemní plyn

## SEZNAM POUŽITÝCH SYMBOLŮ

$c_p$	$\text{kJ.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$	měrná tepelná kapacita
$d_i$	mm	průměr trubky vnitřní
$D_i$	mm	průměr trubky vnější
$d_h$	mm	průměr trubky hydraulický
$i$	$\text{kJ.kg}^{-1}$	entalpie
$k$	$\text{W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$	součinitel prostupu
$L$	m	délka
$\dot{m}$	$\text{kg.h}^{-1}$	hmotnostní průtok
$m$	kg	hmotnost
$n$	l	přebytek vzduchu
$o$	m	obvod
$p$	Pa	tlak
$P$	kW	výkon
$q$	$\text{W.m}^{-1}$	hustota tepelného toku
$\dot{Q}$	kW	tepelný tok
$\dot{Q}_i^r$	$\text{MJ.m}^{-3}$	výhřevnost
$S$	$\text{m}^2$	plocha
$T$	K	teplota absolutní
$t$	$^{\circ}\text{C}$	teplota ve stupních Celsia
$\dot{V}$	$\text{m}^3.\text{h}^{-1}$	objemový průtok
$V$	$\text{m}^3$	objem
$w$	$\text{m.s}^{-1}$	rychlost
$x$	%	poměr

označení řeckými písmeny

$\alpha$	$\text{W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$	součinitel přestupu tepla
$\beta$	l	úhel stoupání úseku/korekční koeficient
$\varepsilon$	l	emisní součinitel
$\eta$	Pa.s	dynamická viskozita
$\lambda$	$\text{W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$	součinitel tepelné vodivosti
$\nu$	$\text{m}^2.\text{s}^{-1}$	kinematická viskozita
$\rho$	$\text{kg.m}^{-3}$	hustota
$\varphi$	l	součinitel využití tepla
$\omega$	%	koncentrace



označení kritérií

Gr	1	Grashofovo kritérium
Nu	1	Nusseltovo kritérium
Pr	1	Prandtlovo kritérium
Re	1	Reynoldsovo kritérium

indexy

0C	0. část
1C	1. část
2C	2. část
3C	3. část
čer	čerpadlo
demi	demi voda
EKV	ekvivalentní
el	elektrický
h	hydraulický
IN	vstup
inv	investiční
k	kondenzát
LOG	logaritmický
m	materiál
N	normální
nv	napájecí voda
p	plášť
POTŘ	potřebný
pp	pyrolýzní plyn
PŘ	předběžný
ps	parní sterilizátor
pV	přiváděná voda
R	reálný
r	retorta
s	suché
SAL	sálání
sk	skutečný
sn	šnekovnice
sp	spaliny zemního plynu
spp	sytá pára
STE	stěna
STR	střední
t	teoretický
TP	teplosměnná plocha
úv	úpravna vody
v	vlhké
ven	ventilátor
vyp	výparník
VYS	výsledné
vzd	vzduch
W	voda
ZP	zemní plyn
ztr	ztrátový

# 1. ÚVOD

Současné vysoké náklady na skládkování odpadů spolu s rostoucími cenami paliv vedou řadu subjektů podnikajících v odvětví nakládání s odpady k myšlenkám na možnosti jejich vlastního zpracování s ohledem na jejich energetické využití. Zavedení technologií na termickou likvidaci odpadů přináší řadu výhod, zejména pokud tyto technologie začnou využívat sami producenti odpadu. Jedná se především o snížení výsledného objemu odpadu pro finální deponování na skládce, dále pak o zisk tepelné, popř. elektrické energie a v určitých případech i dále energeticky využitelné výstupní produkty. Všechny tyto faktory snižují celkové náklady na likvidaci odpadu a přinášejí vyšší míru využití těchto alternativních zdrojů energie.

Jednou z vhodných technologií pro termickou likvidaci odpadů je pyrolýza. Ve své práci se budu věnovat optimalizačním úpravám existující pyrolýzní jednotky. Jedná se o laboratorní zařízení na likvidaci nemocničního odpadu, tato jednotka se v současné době nachází ve stádiu realizace. Ve své práci budu spolupracovat se zhotovitelem této jednotky, společností Arrow Line a.s., z jejichž potřeb vychází zadání diplomové práce. Jedná se o ověření návrhu spalovací komory pro nahřívání pyrolýzní pece a možné úpravy konstrukčního řešení. Následně se budu zabývat možnostmi využití tepla výstupních produktů - pyrolýzního plynu a zbytkového tepla spalin.

Nejprve provedu analytický výpočet pyrolýzní pece za účelem stanovení hlavních energetických parametrů. Na základě tepelné bilance jednotky určím předpokládané teploty spalin a zpracovávaného materiálu ve sledovaných úsecích. Poté provedu stechiometrický výpočet spalování zemního plynu a následně tepelný výpočet spalovací komory a dalších částí pyrolýzní pece. V práci také zpracuji numerický výpočet - simulaci proudění spalin ve spalovací komoře za použití softwarové aplikace ANSYS FLUENT. Na základě dosažených výsledků provedu ověření návrhu komory a vyhodnotím možnosti případných konstrukčních úprav.

V další části práce se budu zabývat návrhem možností chlazení pyrolýzního plynu a chlazení spalin na výstupu z pyrolýzní jednotky. Jedná se o alternativní řešení využití potenciálního tepla těchto produktů tak, aby došlo k co možno nejvyšší tepelné účinnosti celého zařízení.

Všechny tyto návrhy by měly vést k zvýšení celkové efektivity pyrolýzního zařízení, k lepšímu využití vstupních i výstupních produktů a vhodnou konstrukční úpravou také ke zvýšení funkčnosti a životnosti komory a celého zařízení. Očekávané výsledky práce mohou být využity jak pro dodatečné úpravy na stávající jednotce, tak u případných, konstrukčně podobných, jednotek projektovaných v budoucnosti.

## 2. NÁVRH SPALOVACÍ KOMORY

### 2.1 Pyrolýzní technologie likvidace odpadů

Celá kapitola vychází z mé bakalářské práce [1].

První pyrolýzní technologie se začaly objevovat přibližně v 70. letech 20. století. V dnešní době se jedná již o velmi dobře technicky zvládnutý proces likvidace převážně jednodruhového odpadu (biomasa, staré pneumatiky, kaly z čistíren odpadních vod, tříděné složky komunálního odpadu, plasty). I do budoucna se tato metoda jeví jako perspektivní, neboť stále vyšší ceny za skládkování odpadu, společně s rostoucím tlakem na efektivní využívání odpadních surovin, budou nutit producenty odpadů k širšímu využití takovýchto technologií.

#### **Princip pyrolýzy odpadů**

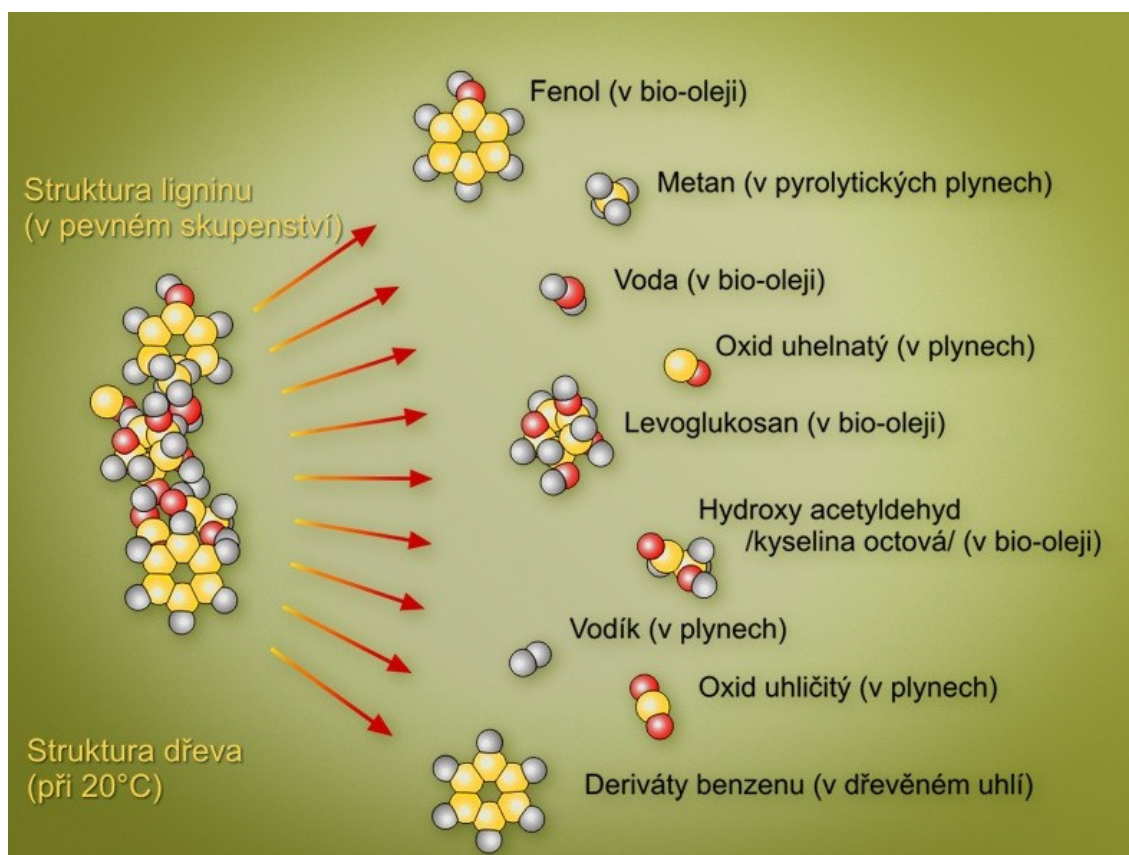
Během pyrolýzního procesu dochází k termickému rozkladu organických materiálů bez přístupu vzduchu. K rozkladu dochází při překročení termické stability sloučenin obsažených ve zpracovávaném materiálu. Vlivem tohoto procesu se štěpí vysokomolekulární sloučeniny postupně až na nízkomolekulární produkty (pyrolýzní plyn a olej) a tuhý zbytek. K dosažení dostatečně vysokých reakčních teplot musíme teplo dodávat externím zdrojem, nejčastěji hořákem na zemní plyn, nebo teplem vzniklým spálením pyrolýzního plynu v samotné jednotce.

Podle reakční teploty při pyrolýzním procesu rozlišujeme:

- Nízkoteplotní pyrolýzu - reakční teplota je pod 500 °C.
- Středněteplotní pyrolýzu - reakční teplota je v rozmezí 500 °C – 800 °C.
- Vysokoteplotní pyrolýzu - reakční teplota je nad 800 °C.

Působením reakční teploty za nepřístupu vzduchu dochází k oslabení a rozpadu vazeb mezi vysokomolekulárními látkami, následuje štěpení těchto vazeb a dochází tak ke vzniku nových nízkomolekulárních látek. Vzniká tak pyrolýzní plyn, který se skládá převážně ze stabilních plynů jako CO, CO<sub>2</sub>, CH<sub>4</sub>, H<sub>2</sub>. Příklad rozpadu na nízkomolekulární sloučeniny je zobrazen na Obr. 2.1. V levé části je vidět molekulární struktura ligninu v pevném stavu (při 20 °C), v pravé části jsou potom zobrazeny jednotlivé sloučeniny vlivem vzniklého rozpadu při překročení teploty termické stability.

Při průběhu pyrolýzního procesu vznikají čtyři výsledné složky. Jedná se pyrolýzní plyn, tuhý zbytek, kapalný produkt pyrolýzy a pyrolýzní vodu. Pyrolýzní plyn je možno energeticky využívat (může se spalovat přímo v jednotce za účelem získání tepla). Tuhá frakce je na bázi koksu. Kapalná fáze obsahuje směs pyrolýzního oleje a vody, obsahuje velké množství výhřevných složek ve formě uhlovodíků a je možné jí dále rafinovat a využívat jako kapalné palivo. Charakter, poměr a složení jednotlivých frakcí závisí na řízení teploty a rychlosti procesu.



Obr. 2.1 Příklad rozpadu vysokomolekulární struktury ligninu [11]

### Druhy pyrolýzních technologií

Ve světě je instalováno mnoho desítek komerčních pyrolýzních jednotek a desítky jednotek výzkumných, testovacích. Většinou se jedná o menší zdroje na zpracování biomasy, kalů z čistíren odpadních vod a vytríděných složek odpadu.

#### S-V-B technologie společnosti Siemens-KWU

Technologie S-V-B (Schwel-Brenn-Verfahren) je použita v jednotce pro termickou likvidaci směsného odpadu spolu s čistírenským kalem v bavorském Fürthu. Zařízení je v provozu od roku 1990 a jeho kapacita je okolo 100 000 tun drceného odpadu za rok. U této technologie je vzniklý pyrolýzní plyn spolu s jemnou frakcí z tuhého zbytku spalován ve spalovací komoře, vzniklé spaliny poté procházejí kotlem a ohřívají tak vodu určenou pro výrobu páry použité v parních turbínách. Zbytková entalpie páry se používá pro CZT. Poté probíhá proces čištění spalin.

#### PyroMATIC

Dalším z projektů využívajícím pyrolýzní technologie je jednotka PyroMATIC. Jedná se o zkušební provoz testovacího zařízení na likvidaci různých druhů odpadů, vycházející z předchozího prototypu PyroTRONIC. Vývoj jednotky zajistila fa. ARROW LINE a.s. ve spolupráci s VŠB-TU Ostrava a byl spolufinancován Evropským fondem pro regionální rozvoj a Ministerstvem průmyslu a obchodu ČR.

### **Druhy odpadů vhodných pro pyrolýzní zpracování**

Pro pyrolýzní zpracování se hodí převážně jednodruhové odpady. Zvláště vhodná je tato technologie pro zpracování biomasy a dřevního odpadu v různých formách, dále pak starých pneumatik a gumového odpadu, vytríděných složek komunálního odpadu (převážně plastový odpad) a jednodruhových odpadů z průmyslové výroby. Likvidovat lze i kaly z čistíren odpadních vod a biologický (nemocniční) odpad.

#### Výhody pyrolýzy odpadů:

- Menší nároky na následné čištění spalin po spálení pyrolýzního plynu.
- Možnost separace složek pyrolýzního plynu ( $\text{CO}_2$  – potravinářský průmysl,  $\text{H}_2$  a  $\text{CH}_4$  – využití v energetickém průmyslu).
- Využití tuhého zbytku jako inertního stavebního materiálu.
- Využití kapalně frakce pro další zpracování rafinací a poté jako suroviny v chemickém průmyslu nebo jako kapalného paliva s vysokou výhřevností.
- Ekologická metoda likvidace odpadů (těžké kovy zůstávají vázány v tuhém zbytku a nedostávají se tak do spalin, díky zamezení přístupu vzduchu je omezen vznik PCDD/PCDF).
- Oproti jiným metodám relativně rychlá doba návratnosti investice.
- Perspektivní metoda vzhledem k narůstajícím cenám energií a poplatkům za likvidaci odpadu.

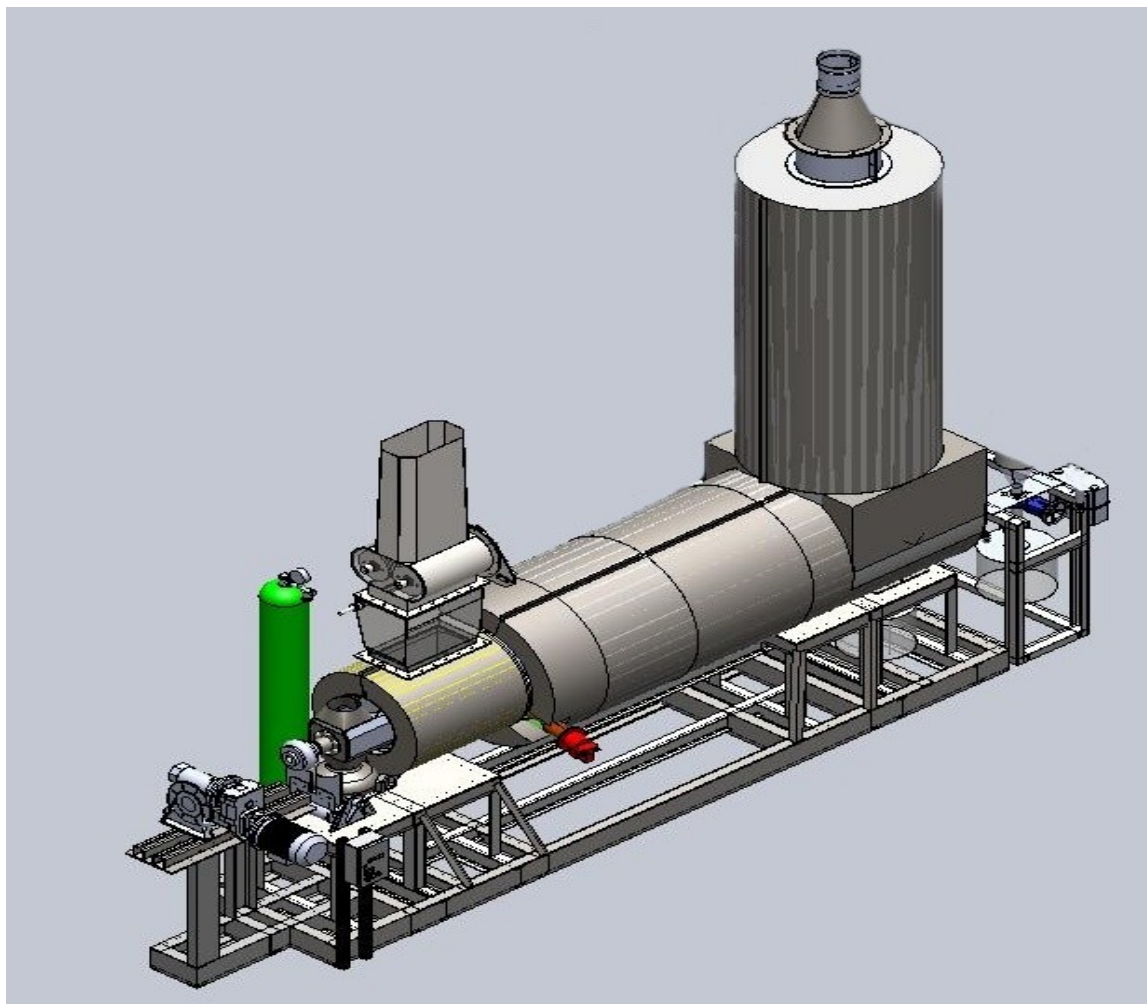
#### Nevýhody pyrolýzy odpadů:

- Vysoké investiční a poté následné vyšší provozní náklady.
- Vyšší náklady na likvidaci odpadu oproti skládkování nebo spalování.
- Podle charakteru a nebezpečnosti zpracovávaných odpadů může být tuhý zbytek kontaminován látkami nebezpečnými pro životní prostředí a musí se buď upravovat, nebo deponovat na skládkách nebezpečného odpadu.
- Zatížení dopravní infrastruktury v okolí instalace z důvodu svozu odpadu u jednotek s větší kapacitou.

## **2.2 Popis zařízení**

Optimalizační návrh konstrukce spalovací komory budu provádět pro laboratorní zařízení na termickou likvidaci nemocničních odpadů, projektované a dodané firmou Arrow Line a.s. Tato jednotka se v současné době nachází ve stádiu realizace a je určena pro ověření možností použití pyrolýzních technologií pro likvidaci nemocničního odpadu. Investorem je společnost Wastech a.s., která se zabývá mimo jiné i nakládáním s odpadem ze zdravotnických zařízení. Jednotka je umístěná v odloučeném závodě Dubenec, katastrální území obce Dubenec, okres Příbram. Tento závod slouží primárně k nakládání s odpady ze zdravotnických zařízení. Pro dekontaminaci zdravotnického materiálu je použit parní autokláv, jehož účelem je odstranění nebezpečné vlastnosti H 9 – infekčnosti. Po tomto procesu je již odpad

považován dle § 5 ods. 1 a § 16 odst. 1 písm. zákona č. 185/2001 Sb. jako odpad kódu 18 01 04 – tedy odpad kategorie O (ostatní odpady, není nutno speciálních postupů při nakládání s takovým druhem odpadu). Materiál je před vstupem do jednotky upraven, jedná se o drcení na požadovanou granulomertii a vysušení po předchozí dekontaminaci. Model jednotky je uveden na Obr. 2.2. V levé části jednotky se nachází vstup materiálu (přes drtič), pohon šneku a láhev s  $N_2$  (zelená barva) pro účely vytvoření inertní atmosféry v prostoru násypky. Dále pak samotný hořák na zemní plyn (červená barva) pro účely ohřevu pyrolýzní retorty. V současné době se neplánuje vzniklý pyrolýzní plyn energeticky nevyužívat a k jeho likvidaci bude docházet na polním hořáku (fléra). Využití pyrolýzního plynu bude součástí dalších optimalizačních úprav na jednotce, tak aby došlo k nejvyšší míře efektivity celého procesu. Celá jednotka je umístěná na nosné konstrukci. Jedná se o svařenec z tlustostěnných profilů tvaru "I" a "U" z běžné konstrukční oceli třídy 10, která je umístěná na základové desce.



Obr. 2.2 Celkový model sestavy jednotky [2]

V Tab. 2.1 jsou uvedeny základní technické parametry jednotky, tyto údaje vychází z technické dokumentace k jednotce [2].

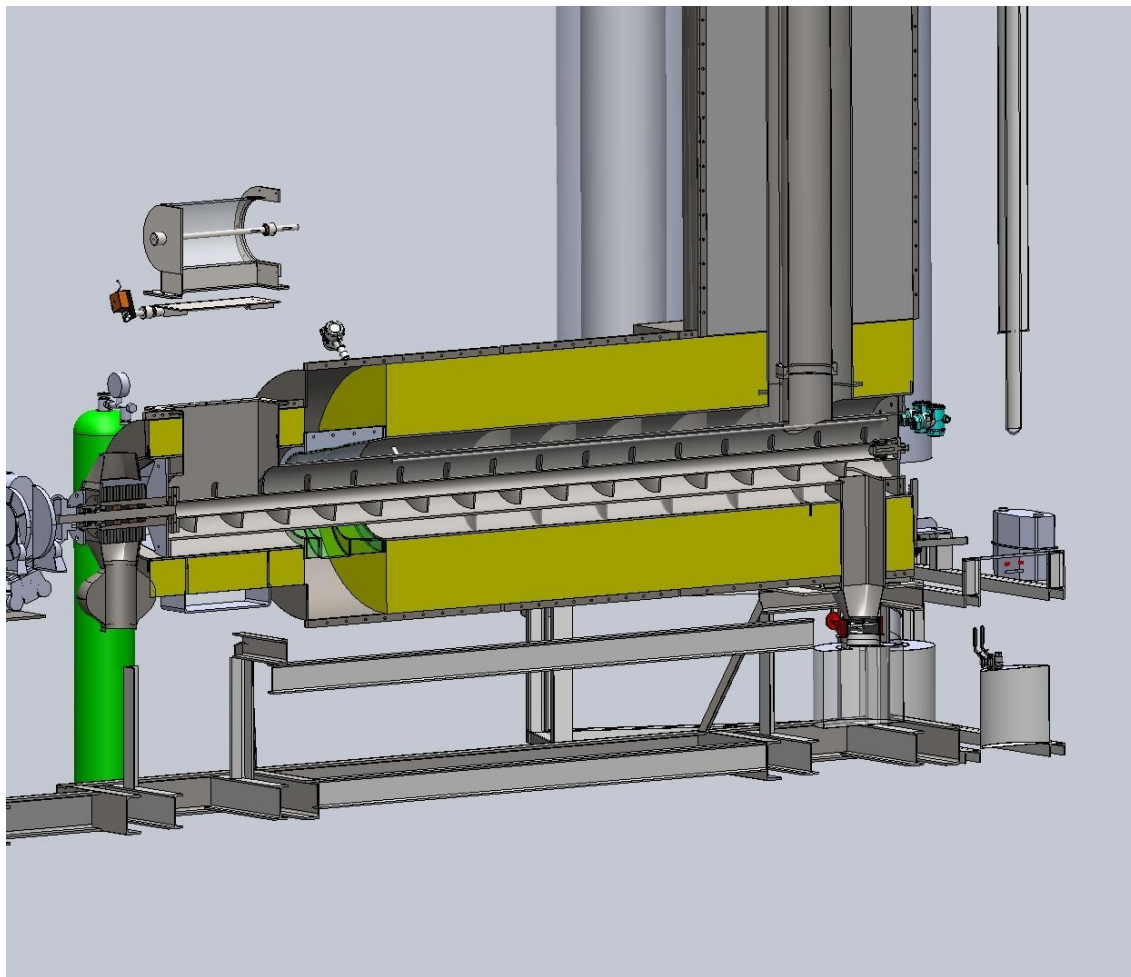
Vstup materiálu:	5 - 10 kg.h <sup>-1</sup>
Max. pracovní teplota reaktoru:	700 °C
Zkušební přetlak reaktoru:	6 kPa
Min. doba zdržení materiálu:	30 min
Topné medium pro ohřev:	Zemní plyn tranzitní

Tab. 2.1 Základní technické parametry jednotky

Na Obr. 2.3 je zobrazen řez modelem. V levé části řezu vidíme opět násypku s drtičem, elektronicky ovládanou klapku k zamezení vstupu kyslíku do násypky a pohon šneku spolu se skříní a ventilátorem pro chlazení ložisek šnekového uložení. V řezu je také vidět celá pyrolýzní retorta. Uvnitř retorty se nachází šnek, jehož účelem je posouvání materiálu po celé délce retorty. Motor pro pohon šneku je vybaven frekvenčním měničem umožňujícím změnu otáček. Tímto řešením je možno měnit délku setrvání zpracovávaného materiálu v retortě, čímž je možno optimalizovat samotný pyrolýzní proces (např. dle vlhkosti materiálu). Za násypkou, která je také vyhřívána, se nachází spalovací komora. Spaliny procházejí vychlazovacím prostorem, který tvoří mezikruží mezi vnějším povrchem retorty a vnitřním povrchem pláště. Přibližně od poloviny retorty je vychlazovací prostor vybaven šroubovicí pro usměrnění toku spalin. Toto konstrukční řešení nutí spaliny obíhat v kanálu vytvořeném šroubovicí, čímž dochází k delšímu setrvání spalin v tomto prostoru a tím k lepšímu vychlazení spalin. Vnější plášť je opatřen izolací (na Obr. 2.3 je izolace zobrazena žlutou barvou). Jako izolace je použit materiál SIBRAL ve formě rohoží. Vnější povrch izolace je krytý tenkostěnným plechem. Izolace zabraňuje jak tepelným ztrátám, tak zajišťuje teplotu povrchu vnějšího pláště celé jednotky pod bezpečnostním limitem stanoveným normou. V pravé části retorty se nacházejí kanály pro odvod pyrolýzního plynu a tuhého zbytku. Poté co materiál dojde až na konec retorty, je odváděn výsypkou umístěnou v dolní části. Materiál poté prochází turniketovým uzávěrem a padá do zásobníku tuhého zbytku, odkud je poté mechanicky vynášen do přistavených kontejnerů. Pyrolýzní plyn odchází vrchním otvorem v retortě, spaliny zemního plynu jsou v koncové části dochlazovacího prostoru odváděny komínem, jehož průtočnou plochu tvoří mezikruží. Tyto spaliny jsou poté odváděny kouřovodem ven z jednotky, pro zajištění odtahu spalin je použit spalinový ventilátor. Zbytkové teplo spalin se zatím také nevyužívá. Vnější plášť spalinového potrubí je opět pokryt vrstvou izolace.

Spalovací komora je zobrazena na Obr. 2.4. Celá sestava se skládá ze spodního a horního dílu a hořáku. Spodní i horní díl jsou svařence z nerezové oceli. Horní svařenec se skládá z pláště, přední a zadní příruby a vyztužovacích desek. Vyztužovací desky zároveň plní funkci příruby pro spojení se spodním dílem. Spodní díl je oproti hornímu vybaven navíc kanálem pro usměrnění toku spalin hned po vstupu do spalovací komory. Tento kanál je opět svařen, ve vstupní části kanálu se nachází přírubová deska, na kterou navazuje trubka hořáku, skládající se z výstupní trubky, rozšiřující části a trubky vstupní s přírubou pro montáž hořáku. Spalinový kanál i trubka hořáku jsou nakloněny

oproti rovině kolmé na osu retorty o  $10,5^\circ$ . Toto řešení zajišťuje tangenciální vstup spalin do prostoru komory. Spojení horní a dolní části je realizováno šroubovým spojem a plochy jsou těsněny vysokoteplotním tmelem. Spalovací komora je řazena za násypkou materiálu, tato násypka je ohřívána částí toku spalin. Spojení s násypkou v levé části komory, a spojení s vychlazovacím prostorem v pravé části, je provedeno opět pomocí šroubového spoje a těsněno tmelem. Samotná spalovací komora je vybavena středně rychlostním hořákem Eclipse ThermJet – Model TJ0015 – Version 2 na zemní plyn. Základní parametry hořáku jsou uvedeny v Tab. 2.2, určeny jsou z produktového listu výrobce hořáku, společnosti ECLIPSE Burner Ltd. [3].

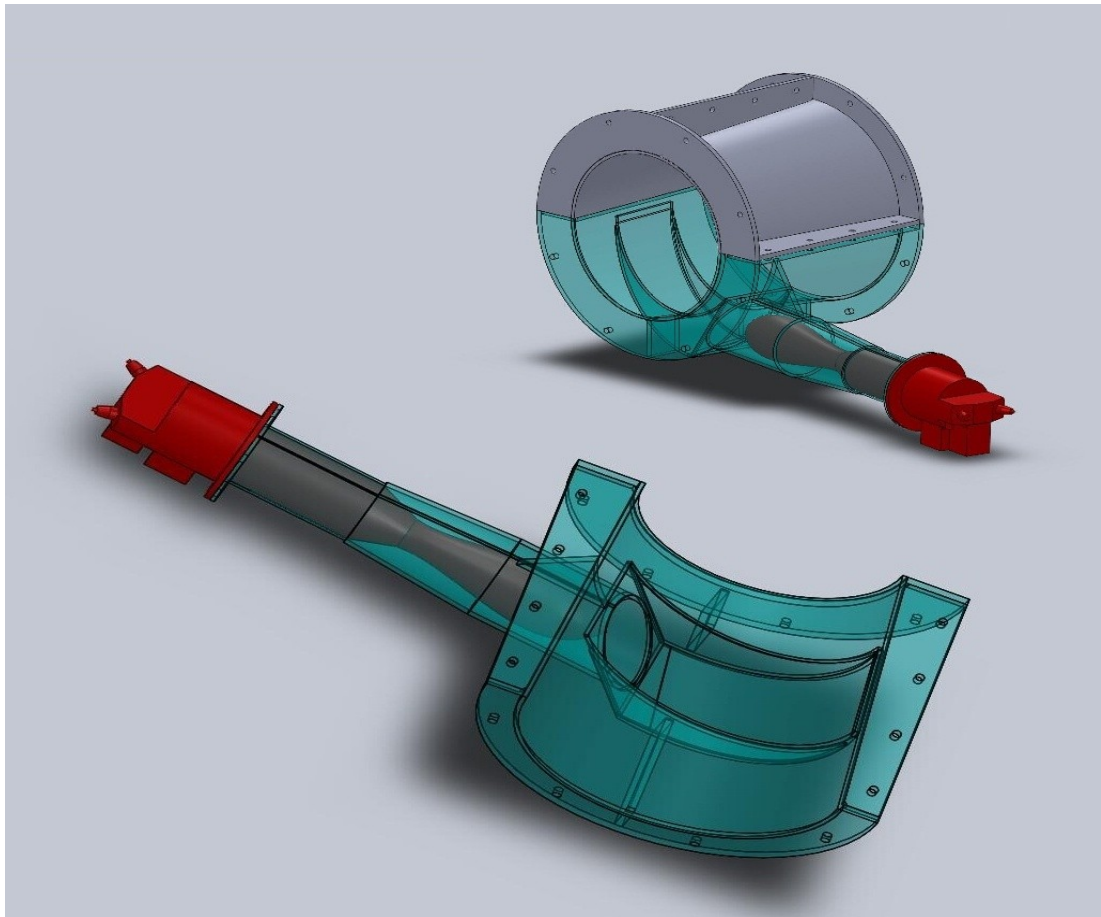


Obr. 2.3 Podélný řez sestavou [2]

Max. teplota spalin:	950 °C
Přebytek vzduchu:	15 %
Max/min příkon:	44/4,4 kW
Měrná spotřeba paliva:	0,47 - 4,73 m <sup>3</sup> .h <sup>-1</sup>
Délka plamene:	300 mm

Tab. 2.2 Základní parametry hořáku





Obr. 2.4 Model spalovací komory [2]

### 2.3 Alternativní možnosti nahřívání pyrolýzní komory

Jako alternativní možnost nahřívání pyrolýzní pece navrhuji variantu, kde by byl zemní plyn jako zdroj tepla nahrazen produkty pyrolýzy, tj. pyrolýzním olejem nebo plynem. Došlo by tak k zefektivnění celého procesu, snížení spotřeby zemního plynu a efektivnějšímu využití pyrolýzních produktů.

Konstrukční úprava spalovací komory by byla poměrně jednoduše realizovatelná, stačilo by pouze zaměnit horní část spalovací komory za díl s přírubou umožňující připojení hořáku na alternativní palivo. Tento díl by mohl konstrukčně vycházet z již navrženého spodního dílu spolu s usměrňovacím kanálem a přírubou pro hořák. Modifikovaly by se pouze rozměry hořákové příruby a připojovacího kanálu dle rozměrů použitého hořáku. Jako zásadní problém se ovšem jeví nehomogenním složení a časově nestálý vývin pyrolýzních produktů, stejně tak jako jejich malé předpokládané množství, způsobené malou kapacitou laboratorního zařízení. Tyto problémy značně komplikují jejich použití, protože s měnícím se složením a množstvím se výrazně mění výhřevnost a množství spalin, což ovlivňuje tepelnou bilanci pyrolýzní pece a hodnoty přestupů tepla ze spalin do materiálu uvnitř retorty, které musí být konstantní, aby byly zaručeny optimální podmínky pro průběh pyrolýzního procesu.

### **Použití pyrolýzního plynu pro ohřev retorty**

Použití pyrolýzního plynu pro ohřev retorty s sebou nepřináší zásadní problémy, kromě již zmíněné možnosti změny složení plynu. V případě uvažované jednotky se však jedná o laboratorní zařízení, množství zpracovávaného materiálu je malé a tím je nízký i následný vznik pyrolýzního plynu. Tento fakt zásadně ovlivňuje praktické možnosti využití plynu, neboť se po ekonomické stránce nemůže tento optimalizační krok vyplatit (použití druhého hořáku, nová výroba vrchní části SK, pořízení zásobníku plynu, potrubní systém, atd.). V případě výkonnější jednotky (s vyšší kapacitou zpracovávaného materiálu) se však jeví tato varianta jako realizovatelná. Je však nutno počítat s nutností použití chladiče pyrolýzního plynu, a to z důvodů omezené teploty média na vstupu do plynového hořáku. Omezení maximální teploty plynu na vstupu do hořáku platí zejména z důvodu zachování životnosti měřících a řídicích armatur, při vyšších teplotách dochází k nadměrnému teplotnímu namáhání těchto součástí, které se nejčastěji projevují poškozením membrán a tím jejich netěsnostmi.

### **Použití pyrolýzního oleje pro ohřev retorty**

I v tomto případě se jedná o stejnou komplikaci jako s použitím pyrolýzního plynu, problematický je malý vývin kapalné složky. Podíl kapalné frakce je oproti plyné frakci vyšší, použití oleje pro ohřev spalovací komory se tedy jeví jako výhodnější. Tento návrh s sebou však přináší určité konstrukční problémy, jedná se především o nutnost pyrolýzní olej před použitím upravit (filtrace, rafinace). Dalším problémem je, že pyrolýzní olej se nachází ve formě těžké a lehké frakce, jejich poměr stejně jako vzniklé množství a složení je závislý na druhu zpracovávaného odpadu. Pyrolýzní olej by byl po kondenzaci v chladiči upravován na příslušnou kvalitu a poté skladován v zásobních nádržích, odtud by byl pomocí podávacího čerpadla dopravován k hořáku. Hořáků schopných spalovat kapalné palivo v různé kvalitě a s různou viskozitou je na trhu celá řada. Jedná se o hořáky určené pro spalování lehkých nebo těžkých olejů schopných pokrýt široké spektrum výkonových tříd.

Při spalování kapalných paliv se projevuje problém s vanadovou korozí (vysokoteplotní mezikrystalová koroze). Tato koroze souvisí s obsahem roztavených solí v kapalném palivu. Jedná se převážně o chloridy (např. chlorid sodný NaCl), sírany (síran sodný Na<sub>2</sub>SO<sub>4</sub>) a oxidy vanadu (oxid vanadičný V<sub>2</sub>O<sub>5</sub>). Této korozi podléhají jak uhlíkové, tak i nízko a středně legované oceli, stejně tak jako oceli korozivzdorné a CrNi oceli (žáruvzdorné chromniklové oceli).

Je ovšem nutno počítat s tím, že vzniklé pyrolýzní produkty zřejmě nebudou (pro uvažovaný materiál – nemocniční odpad) schopny zajistit 100 % pokrytí tepelného příkonu, zejména při najíždění a odstavování jednotky je nezbytné použití podpůrného zdroje paliva (zemního plynu). Časově nestálý vývin pyrolýzních produktů způsobuje potřebu vytvoření zásobních kapacit (plynojemy, olejové nádrže). V neposlední řadě je třeba také počítat s riziky spojenými se skladováním hořlavých látek (zavedení protipožárních a protiexplosivních opatření).

## 2.4 Uvažovaná zjednodušení

Pro analytický výpočet zavedu následující zjednodušení:

- Pro ohřev násypky bude odebráno z toku spalin 10 % proudu (tzn. 10 % tepelného příkonu a 10 % objemového toku ještě při vstupu spalin do komory). Tímto krokem zohledňuji potřebu zajistit ohřev násypky.
- Pro zahrnutí ztrát do okolí (plochou pláště spalovací komory) budu při určování tepelné bilance zavádět koeficient využití tepla  $\varphi = 0,75$ , který zohledním ve výsledném koeficientu tepelných ztrát  $k_R$  v následující kapitole. Tím respektuji tepelné ztráty do okolí vlivem nedokonalé izolace.
- Při výpočtu sdílení tepla sáláním budu uvažovat jako sálavé složky pouze  $\text{CO}_2$  a  $\text{H}_2\text{O}$ . Pouze tyto složky spalin mají dostatečně vysokou emisivitu, ostatní složky spalin ( $\text{O}_2$ ,  $\text{N}_2$ ) zanedbám z důvodu jejich nízké emisivity.
- O objemu, kterým prochází proud spalin při průchodu prostorem komory, budu uvažovat jako o kanálu, který v určité vzdálenosti rotuje kolem osy retorty. Jedná se o proudění plynu ve spirále. Tímto krokem se snažím co možná nejvíce charakterizovat geometrické uspořádání komory.
- V prostoru retorty budu uvažovat o probíhajících reakcích ve zpracovávaném materiálu pouze jako o endotermních. Teplo uvolněné exotermními reakcemi budu zanedbávat (abych zaručil dostatečné ohřátí materiálu).

Pro numerický výpočet zavedu následující zjednodušení:

- Ve výpočtu nebudu provádět simulaci hoření paliva, na vstupu do prostoru komory budu uvažovat spaliny, jejichž složení a parametry určím dle stechiometrického výpočtu. Dále předpokládám, že spaliny budou již dokonale vyhořelé (bez obsahu  $\text{CO}$  a  $\text{CH}_4$ ).
- Hodnotu tepelného toku vnějším pláštěm zvolím  $q_{\text{ztr}} = 175 \text{ W.m}^{-2}$  a to z důvodu zohlednění tepelných ztrát do okolí. Tuto hodnotu jsem stanovil na základě předpokládané tepelné ztráty ( $\varphi = 0,75$ ).
- Rychlost spalin na vstupu do komory vypočtu ze známého množství spalin a plochy přívodního potrubí.
- Zavíření spalin na vstupu do komory vlivem použití hořákového deflektoru zanedbám. Plochu vstupu spalin do komory (inlet-spaliny) volím do míst dostatečně vzdálených od konce deflektoru.
- Zanedbám vliv změny hustoty, a tím vyvolané změny parciálního objemu a parciálního tlaku jednotlivých složek, způsobené změnou teploty spalin během průchodu spalovací komorou.

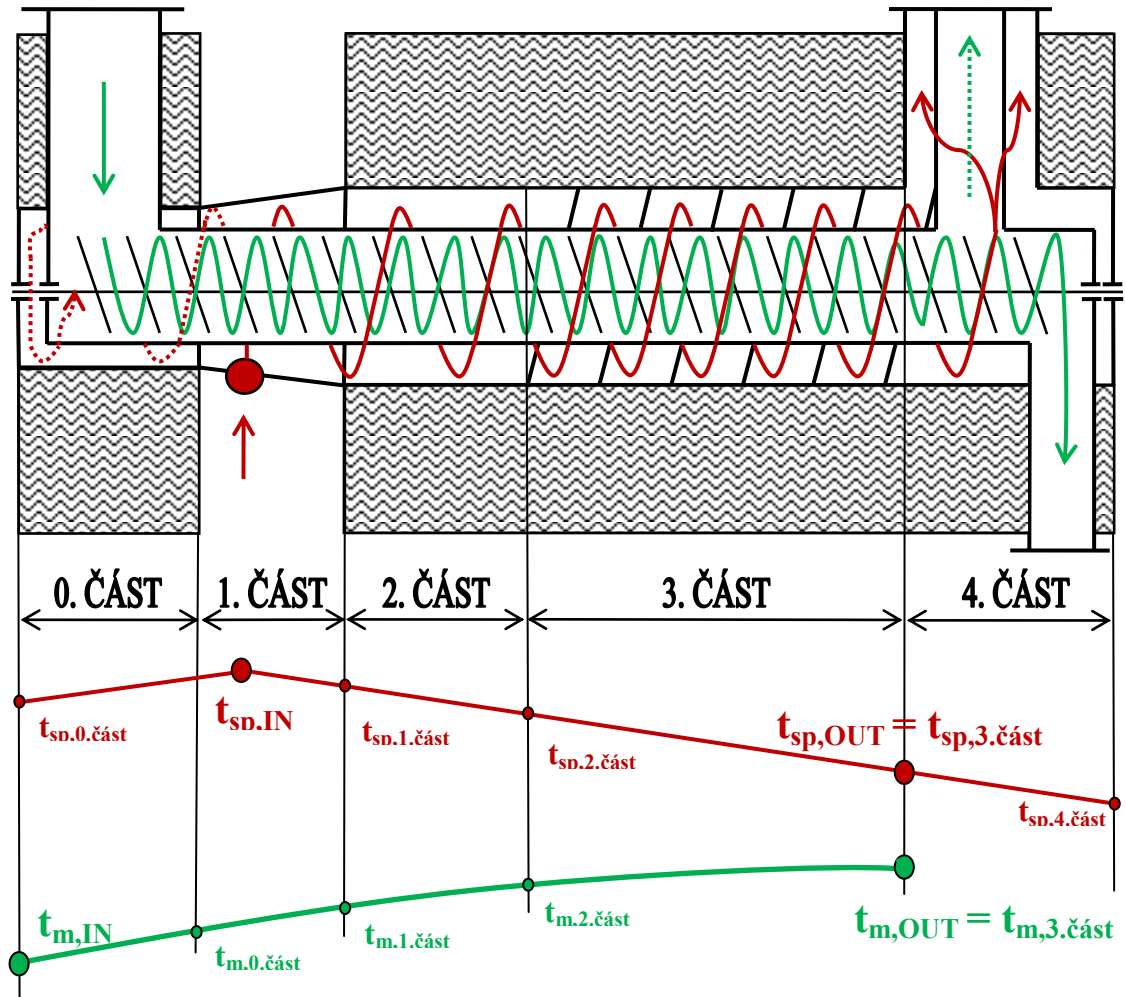
### 3. ANALYTICKÝ VÝPOČET SPALOVACÍ KOMORY

Analytický výpočet provedu v programu EES, vzorec je uveden obecně a výsledek je dosazen z programu. Jednotlivé rozměry jsem odečítal z firemní výkresové dokumentace [2]. Jednotlivá obrázková schémata jsou pouze orientační a nejsou provedena v příslušném měřítku.

Na Obr. 3.1 je zobrazeno řazení jednotlivých teplosměnných ploch. Jako 0. část jsem označil násypku, zde vstupuje materiál do prostoru retorty, poté je pomocí šnekového dopravníku posunován uvnitř retorty, kde dochází k ohřevu materiálu na žádanou teplotu (cca. 700 °C). 1. část je spalovací komora, zde vstupují spaliny do prostoru pece, poté postupují do 2. částí, označené jako vychlazovací prostor – rovný úsek. Jako 3. část jsem označil vychlazovací prostor – spirála, zde je tok spalin uměle usměrněn vloženým prvkem – tenkostěnnou spirálou. Účelem této spirály je zajistit rotační pohyb spalin vzhledem k retortě a pozdržet spaliny v tomto úseku, tak aby došlo k jejich lepšímu vychlazení. Poslední částí (4. část) je výstupní prostor. V tomto prostoru se nachází výsypka pro odvod materiálu, která je umístěná na konci retorty, a také odváděcí potrubí pro pyrolýzní plyn, stejně tak potrubí pro odvod spalin. Teoretický pohyb proudu spalin (červená trajektorie), pohyb materiálu (zelená trajektorie), vstup spalin zemního plynu (červený kruh) a odvod pyrolýzního plynu (tečkovaná zelená trajektorie) je uveden na Obr. 3.1. Na obrázku jsou také vyznačeny předpokládané průběhy teplot jednotlivých médií. V levé části je zobrazena část toku spalin (tečkovaná červená trajektorie) oddělených od proudu, tyto spaliny zajišťují ohřev 0. části – násypky.

Teplotu spalin na vstupu do spalovací komory určím dle parametrů hořáku, neboť výrobce hořáku v produktovém listu [3] uvádí, že je teplota spalin u dle použitého deflektoru 950 °C. Na základě měření provedeném na uvedeném hořáku firmou Arrow Line je však dosažená teplota spalin nižší, proto budu předpokládat, že spaliny na vstupu do komory budou mít teplotu nižší. Teplotu spalin na vstupu do komory tedy volím  $t_{sp,IN} = 900$  °C. Pro stanovení tepla, které odebere zpracovávaný materiál, použiji výpočet dle rovnice (3.3). Množství zpracovávaného materiálu vychází z technických parametrů jednotky (Tab. 2.1). Při určování měrné tepelné kapacity budu vycházet z průměrného složení nemocničního odpadu. Složení je uvedeno v Tab. 3.1 a je převzato z [15]. Výslednou měrnou tepelnou kapacitu materiálu ( $c_p$ ) určím dle vztahu (3.2). Jednotlivé hodnoty  $c_p$  pro dané složky určuji dle databáze programu EES pro střední teplotu materiálu (3.1). Teplotu materiálu na vstupu volím  $t_{m,IN} = 100$  °C. Předpokládám totiž částečné ohřátí materiálu způsobené úpravou materiálu drcením a také ohřevem vlivem vyhřátých stěn násypky. Teplotu na výstupu určuji dle předpokládané maximální teploty pyrolýzního procesu, tedy  $t_{m,OUT} = 700$  °C (Tab. 2.1). Výsledné teplo odebrané materiálem navyšuji zavedením koeficientu  $k_R = 1,4$ , tímto

koeficientem zohledňuji probíhající děje při přestupu tepla ze stěny retorty do zpracovávaného materiálu a dále také tepelné ztráty do okolí. Vnitřní prostor retorty nebude úplně zaplněn pevným materiálem, pyrolýzní plyn a olej budou zhoršovat přestup tepla do materiálu (sdílení tepla bude probíhat i konvekci a radiací). Poměr jednotlivých složek během pyrolýzního procesu (zastoupení pevné, kapalné a plynné složky) však nelze přesně stanovit. Probíhající exotermní reakce zanedbám z důvodu bezpečnosti (abych zajistil ohřátí materiálu). Stanovit nakolik přesně se podílejí tyto reakce na tepelné bilanci je obtížné (mění se výrazně dle složení materiálu), proto je ve výsledném koeficientu zanedbám.



Obr. 3.1 Schéma řazení teplosměnných ploch spolu s předpokládaným průběhem teplot

Střední teplota materiálu

$$t_{m,STR} = \frac{(t_{m,IN} + t_{m,OUT})}{2} \quad t_{m,STR} = 400 [^{\circ}C] \quad (3.1)$$

Měrná tepelná kapacita materiálu – pro střední teplotu materiálu  $t_{m,STR}$ .

$$c_{p_m} = \sum c_{p_i} \cdot \omega_i \quad c_{p_m} = 1,256 [kJ \cdot kg^{-1} \cdot K^{-1}] \quad (3.2)$$

Teplo odebrané materiálem

$$\dot{Q}_m = \dot{m}_m \cdot c_{p_m} \cdot (t_{m,OUT} - t_{m,IN}) \cdot k_R \quad \dot{Q}_m = 2,939 [kW] \quad (3.3)$$

Složka	Koncentrace $\omega$ [%]
Papír, lepenka	16,18
Textil	31,28
Dřevo	1,12
Plasty - PVC	50,45
Železo	0,40
Sklo	0,57

Tab. 3.1 Předpokládané složení nemocničního odpadu

Dále rozdělím teplo odebrané materiálem do jednotných úseků podle toho, jak předpokládám, že bude docházet ke sdílení tepla. Procenta předaného tepelného výkonu do materiálu v jednotlivých částech stanovuji jak podle délky částí, tak podle předpokládaného průběhu pyrolýzního procesu. Dle takto stanoveného tepla předaného v jednotlivých částech vyjádřím z rovnice (3.3) teplotu materiálu na výstupu z dané částí. Příklad výpočtu koncové teploty materiálu pro 0. část je uveden na rovnici (3.4). Pro výpočet koncových teplot v dalších částech jsem použil obdobný princip výpočtu. Předpokládám, že ve 4. části již nebude docházet k ohřívání materiálu. Výsledky jsou uvedeny v Tab. 3.2.

Příklad výpočtu teploty na konci 0. části.

$$t_{m,0,cast} = t_{m,IN} + \frac{\dot{Q}_{m,0,cast}}{\dot{m}_m \cdot c_{p_m} \cdot k_R} \quad t_{m,0,cast} = 160 [^{\circ}C] \quad (3.4)$$

	Předané teplo [%]	Potřebné teplo [kW]	Teplota na konci části [°C]
<b>0. ČÁST</b>	10	0,293	160
<b>1. ČÁST</b>	20	0,586	280
<b>2. ČÁST</b>	20	0,586	400
<b>3. ČÁST</b>	50	1,466	700

Tab. 3.2 Určení teploty materiálu v jednotlivých částech

V dalším kroku stanovím teplotu spalin na výstupu z prostoru pyrolýzní pece. Z rovnice tepelné bilance (3.5) vyjádřím teplotu spalin na výstupu z jednotky (3.6). Pro výpočet použiji výpočtový program EES, parametry určuji pro předpokládanou střední teplotu spalin  $t_{STR,odhad} = 850 \text{ }^{\circ}C$ .

$$\dot{Q}_m = \dot{Q}_{sp} = \dot{V}_{sp} \cdot \rho_{sp} \cdot c_p \cdot (t_{sp,IN} - t_{sp,OUT}) \quad (3.5)$$

$$t_{sp,OUT,predbezna} = t_{sp,IN} - \frac{\dot{Q}_m}{\dot{V}_{sp} \cdot \rho_{sp} \cdot c_{p_{sp}}} \quad t_{sp,OUT,predbezna} = 758 [^{\circ}C] \quad (3.6)$$

$$t_{STR,prepočet} = \frac{t_{sp,OUT,predbezna} + t_{sp,IN}}{2} \quad t_{str,prepočet} = 829 [^{\circ}C] \quad (3.7)$$

Provedu přepočet střední teploty dle rovnice (3.7). Střední teplota se oproti odhadu změnila o 21 °C, provedu tedy iterační přepočet teploty spalin na výstupu dle rovnice (3.6). Výsledná teplota po provedení iteračního přepočtu je  $t_{sp,OUT} = 756$  °C. Rozdíl mezi teplotou předběžnou a výslednou je pouhé 2 °C, proto již není zapotřebí provádět další iterační přepočet.

Při předběžném určení teplot v jednotlivých částech budu počítat s lineárním poklesem teploty po délce retorty. Dle rovnice (3.8) vypočítám průměrný pokles teploty spalin na 1 m délky retorty. Celkovou délku retorty a jednotlivých částí jsem určil dle [2]. Rovnice (3.9) uvádí příklad výpočtu teploty spalin na konci 2. části. Pro výpočet koncové teploty v dalších částech jsem použil stejný princip výpočtu. V Tab. 3.3 jsou uvedeny délky jednotlivých částí spolu s předběžně určenou teplotou spalin v daném úseku. Tuto teplotu použiji pro následný analytický výpočet jednotlivých částí. Jedná se však pouze o předběžné určení (lineární pokles-nepřesný), proto následně provedu (po získání dílčích výsledků v jednotlivých částech) iterační přepočet tak, abych stanovil přesné teploty na výstupu a nezatížil tak chybou výpočet následující části (vstupní teplota je vstupní teplotou do následující části).

Průměrný pokles teploty spalin na 1 m délky retorty

$$t_{sp,pokles} = \frac{t_{sp,IN} - t_{sp,OUT}}{l_{1.cast} + l_{2.cast} + l_{3.cast}} \quad t_{sp,pokles} = 72 [^{\circ}C \cdot m^{-1}] \quad (3.8)$$

Příklad výpočtu teploty na konci 2. části.

$$t_{sp,2.cast} = t_{sp,IN,2cast} - (t_{sp,pokles} \cdot l_{2.cast}) \quad t_{sp,2.cast} = 851 [^{\circ}C] \quad (3.9)$$

	Velikost úseku [mm]	Teplota na konci části [°C]
<b>0. ČÁST</b>	670	861
<b>1. ČÁST</b>	402	877
<b>2. ČÁST</b>	448	851
<b>3. ČÁST</b>	1652	756
<b>4. ČÁST</b>	495	725

Tab. 3.3 Určení teploty spalin v jednotlivých částech

### 3.1 Určení potřebných veličin

Složení a vlastnosti zemního plynu jsem určil pro tranzitní zemní plyn dle [10].

Prvkové složení plynu	$\omega_{CH_4} = 98,1 [\%]$
	$\omega_{C_2H_8} = 0,6 [\%]$
	$\omega_{C_3H_8} = 0,2 [\%]$
	$\omega_{C_4H_{10}} = 0,1 [\%]$
	$\omega_{CO_2} = 0,1 [\%]$
	$\omega_{N_2} = 0,9 [\%]$
Výhřevnost plynu	$Q_i^r = 35,93 [MJ \cdot m^{-3}]$
Hustota ZP při NP	$\rho_{ZP,N} = 0,567 [kg \cdot m^{-3}]$

Specifikace materiálových vlastností retorty

Materiál retorty	17 255
------------------	--------

Specifikace vlastností plynového hořáku – určeno dle [3]

Maximální výkon hořáku	$P_{horak} = 44 [kW]$
Přebytek spalovacího vzduchu při $P_{př}$	$n = 1,15 [1]$
Teplota spalin při $n$ dle [3]	$t_{sp,horak} = 950 [^{\circ}C]$
Vzdušná vlhkost spalovacího vzduchu	$\nu_{vzd} = 1,04 [1]$

### 3.2 Výpočet množství spalovacího vzduchu a spalin

Stechiometrický výpočet provádím dle výpočtových vzorců uvedených v [5].

#### Výpočet množství spalovacího vzduchu

Teoretické množství spalovacího vzduchu suchého

$$\begin{aligned} V_{vzd,t}^s &= 4,76 \cdot [2 \cdot \omega_{CH_4} + 4 \cdot \omega_{C_2H_8} + 5 \cdot \omega_{C_3H_8} + 6,5 \cdot \omega_{C_4H_{10}}] \\ V_{vzd,t}^s &= 9,53 [m_N^3 \cdot m_N^{-3}] \end{aligned} \quad (3.10)$$

Skutečné množství spalovacího vzduchu suchého

$$V_{vzd,sk}^s = V_{vzd,t}^s \cdot n \quad V_{vzd,sk}^s = 10,96 [m_N^3 \cdot m_N^{-3}] \quad (3.11)$$

Skutečné množství spalovacího vzduchu vlhkého

$$V_{vzd,sk}^v = V_{vzd,t}^s \cdot \nu_{vzd} \quad V_{vzd,sk}^v = 11,40 [m_N^3 \cdot m_N^{-3}] \quad (3.12)$$



### Výpočet množství spalín

Teoretické množství spalín vlhkých

$$V_{sp,t}^v = V_{CO_2} + V_{H_2O} + V_{N_2} + V_{O_2} \quad V_{sp,t}^v = 11,23 \left[ m_N^3 \cdot m_N^{-3} \right] \quad (3.13)$$

$$V_{CO_2} = \omega_{CH_4} + 2 \cdot \omega_{C_2H_8} + 3 \cdot \omega_{C_3H_8} + 4 \cdot \omega_{C_4H_{10}} + \omega_{CO_2} \quad (3.14)$$

$$V_{CO_2} = 1,01 \left[ m_N^3 \cdot m_N^{-3} \right]$$

$$V_{H_2O} = 2 \cdot \omega_{CH_4} + 4 \cdot \omega_{C_2H_8} + 4 \cdot \omega_{C_3H_8} + 5 \cdot \omega_{C_4H_{10}} + (v_{VZ} - 1) \cdot V_{vzd,t}^s \quad (3.15)$$

$$V_{H_2O} = 2,38 \left[ m_N^3 \cdot m_N^{-3} \right]$$

$$V_{N_2} = \omega_{N_2} + 0,79 \cdot V_{vzd,sk}^s \quad V_{N_2} = 7,54 \left[ m_N^3 \cdot m_N^{-3} \right] \quad (3.16)$$

$$V_{O_2} = 0,21 \cdot (n-1) \cdot V_{vzd,t}^s \quad V_{O_2} = 0,30 \left[ m_N^3 \cdot m_N^{-3} \right] \quad (3.17)$$

Skutečné množství spalín vlhkých

$$V_{sp,sk}^v = V_{sp,t}^v + \left[ (n-1) \cdot V_{vzd,t}^s \cdot v_{vzd} \right] \quad V_{sp,sk}^v = 12,93 \left[ m_N^3 \cdot m_N^{-3} \right] \quad (3.18)$$

### Výpočet objemového průtoku spalín

Měrnou spotřebu zemního plynu určíme pro maximální výkon hořáku – Tab. 2.2

$$\dot{V}_{ZP} = \frac{P_{horak}}{Q_i^r} \quad \dot{V}_{ZP} = 4,41 \left[ m^3 \cdot h^{-1} \right] \quad (3.19)$$

Objemový průtok spalín při NP

$$\dot{V}_{sp,N} = V_{sp,sk}^v \cdot \dot{V}_{ZP} \quad \dot{V}_{sp,N} = 57 \left[ m_N^3 \cdot h^{-1} \right] \quad (3.20)$$

Objemový průtok spalín při reálné teplotě

$$\dot{V}_{sp} = \dot{V}_{sp,N} \cdot \frac{(T_{sp})}{T_N} \quad \dot{V}_{sp} = 245 \left[ m^3 \cdot h^{-1} \right] \quad (3.21)$$

### Stanovení rychlosti proudu spalín na vstupu do spalovací komory

Průtočná plocha spalín – plocha přívodního hořákového potrubí

$$S_{ZP} = \frac{\pi \cdot D_{ZP}^2}{4} \quad S_{ZP} = 6,36 \cdot 10^{-3} \left[ m^2 \right] \quad (3.22)$$

Rychlost proudu spalín

$$w_{sp,IN} = \frac{\dot{V}_{sp}}{S_{ZP}} \quad w_{sp,IN} = 10,7 \left[ m \cdot s^{-1} \right] \quad (3.23)$$

### Určení množství spalín pro ohřev násypky

Pro ohřev násypky budu uvažovat s odběrem spalín  $x_{horak} = 10 \%$ .

Množství spalin pro ohřev násypky

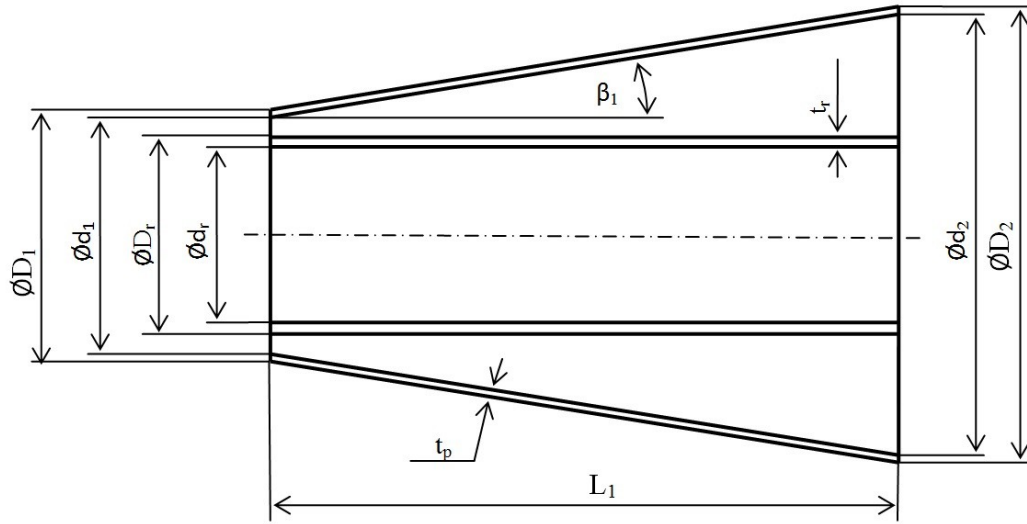
$$\dot{V}_{sp,0cast} = \dot{V}_{sp} \cdot x_{horak} \quad \dot{V}_{sp,0cast} = 24,5 \left[ m^3 \cdot h^{-1} \right] \quad (3.24)$$

Množství spalin pro ohřev komory

$$\dot{V}_{sp,1cast} = \dot{V}_{sp} \cdot (1 - x_{horak}) \quad \dot{V}_{sp,1cast} = 220,5 \left[ m^3 \cdot h^{-1} \right] \quad (3.25)$$

### 3.2 Výpočet 1. části

**Určení rozměrů 1. části**



Obr. 3.2 Rozměry 1. části

Vnější průměr retorty	$D_r = 291 \left[ mm \right]$
Vnitřní průměr retorty	$d_r = 273 \left[ mm \right]$
Tloušťka stěny retorty	$t_r = 9 \left[ mm \right]$
Tloušťka stěny pláště	$t_p = 6 \left[ mm \right]$
Vnější průměr na začátku části	$D_1 = 352 \left[ mm \right]$
Vnitřní průměr na začátku části	$d_1 = 340 \left[ mm \right]$
Vnější průměr na konci části	$D_2 = 422 \left[ mm \right]$
Vnitřní průměr na konci části	$d_2 = 410 \left[ mm \right]$
Průměr trubky pro vyústění spalin z hořáku	$D_{zp} = 90 \left[ mm \right]$
Vnější průměr hřídele šneku retorty	$d_{sn} = 50 \left[ mm \right]$
Délka části	$L_1 = 402 \left[ mm \right]$
Úhel stoupání kužele	$\beta_1 = 4,98 \left[ ^\circ \right]$

### Určení tlaku a středních teplot

Teplota spalin vstup  $t_{sp,IN,1C} = t_{sp} = 900 [^{\circ}C]$

Teplota spalin výstup  $t_{sp,OUT,1C} = 877 [^{\circ}C]$

Střední teplota spalin

$$t_{sp,STR,1C} = \frac{t_{sp,IN,1C} + t_{sp,OUT,1C}}{2} \quad t_{sp,STR,1C} = 888 [^{\circ}C] \quad (3.26)$$

Teplota materiálu vstup  $t_{m,IN,1C} = 160 [^{\circ}C]$

Teplota materiálu výstup  $t_{m,OUT,1C} = 280 [^{\circ}C]$

Střední teplota materiálu

$$t_{m,STR,1C} = \frac{t_{m,IN,1C} + t_{m,OUT,1C}}{2} \quad t_{m,STR,1C} = 220 [^{\circ}C] \quad (3.27)$$

Tlak plynu  $p_{sp,1C} = 98,5 [kPa]$

### Určení rychlosti proudu spalin

Průtočná plocha

$$S_{1C} = \left( \left( \frac{d_1 - D_r}{2} \right) \cdot L_1 \right) + \left[ \frac{L_1 \cdot \left( \frac{d_2 - d_1}{2} \right)}{2} \right] \quad S_{1C} = 1,683 \cdot 10^{-2} [m^2] \quad (3.28)$$

Omočený obvod

$$o_{1C} = \left( \frac{d_1 - D_r}{2} \right) + \left( \frac{d_2 - D_r}{2} \right) + L_1 + \left( \frac{L_1}{\cos \beta_1} \right) \quad o_{1C} = 0,889 [m] \quad (3.29)$$

Hydraulický průměr

$$d_{h,1C} = \frac{4 \cdot S_{1C}}{o_{1C}} \quad d_{h,1C} = 0,075 [m] \quad (3.28)$$

Objemový průtok spalin v 1. části

$$\dot{V}_{sp,1C} = \dot{V}_{sp,N} \cdot \frac{(t_{sp,STR,1C} + 273,15)}{T_N} \quad \dot{V}_{sp,1C} = 242 [m^3 \cdot h^{-1}] \quad (3.29)$$

Rychlost proudu spalin v 1. části

$$w_{sp,1C} = \frac{\dot{V}_{sp,1C}}{S_{1C}} \quad w_{sp,1C} = 3,64 [m \cdot s^{-1}] \quad (3.30)$$

### Určení potřebných veličin

Potřebné veličiny jsem určil z databáze programu EES. Hodnoty, které jsou mimo teplotní rozsah databáze, jsem odečetl z termodynamických tabulek [6].

Měrná tepelná kapacita spalin

$$c_{p,sp,1C} = \sum c_{p,i} \cdot \frac{V_i}{V_{sp,sk}^v} \quad c_{p,sp,1C} = 1,253 \left[ \text{kJ} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1} \right] \quad (3.31)$$

Hustota spalin

$$\rho_{sp,1C} = \sum \rho_i \cdot \frac{V_i}{V_{sp,sk}^v} \quad \rho_{sp,1C} = 0,242 \left[ \text{kg} \cdot \text{m}^{-3} \right] \quad (3.32)$$

Součinitel tepelné vodivosti spalin

$$\lambda_{sp,1C} = \sum \lambda_i \cdot \frac{V_i}{V_{sp,sk}^v} \quad (3.33)$$

$$\lambda_{sp,1C} = 7,264 \cdot 10^{-2} \left[ \text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1} \right]$$

Dynamická viskozita spalin

$$\eta_{sp,1C} = \sum \eta_i \cdot \frac{V_i}{V_{sp,sk}^v} \quad \eta_{sp,1C} = 3,939 \cdot 10^{-5} \left[ \text{Pa} \cdot \text{s} \right] \quad (3.34)$$

Kinematická viskozita spalin

$$\nu_{sp,1C} = \frac{\eta_{sp,1C}}{\rho_{sp,1C}} \quad \nu_{sp,1C} = 1,628 \cdot 10^{-4} \left[ \text{m}^2 \cdot \text{s}^{-1} \right] \quad (3.35)$$

Součinitel tepelné vodivosti materiálu retorty – pro předběžný odhad teploty stěny retorty 800°C.

$$\lambda_{r,1C} = 26,35 \left[ \text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1} \right]$$

Součinitel tepelné vodivosti zpracovávaného materiálu – pro střední teplotu materiálu v 1. části  $t_{m,STR,1C}$ .

$$\lambda_{m,1C} = \sum \lambda_i \cdot \omega_i \quad \lambda_{m,1C} = 0,144 \left[ \text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1} \right] \quad (3.36)$$

Prandtlovo kritérium pro spaliny

$$\text{Pr}_{sp,1C} = \sum \text{Pr}_i \cdot \frac{V_i}{V_{sp,sk}^v} \quad \text{Pr}_{sp,1C} = 0,6723 \left[ 1 \right] \quad (3.37)$$

### Výpočet součinitele prostupu tepla konvekci

Reynoldsovo kritérium

$$\text{Re}_{1C} = \frac{w_{sp,1C} \cdot d_{h,1C}}{\nu_{sp,1C}} \quad \text{Re}_{1C} = 1691 \left[ 1 \right] \quad (3.38)$$

### Nusseltovo kritérium

Na základě velikosti Reynoldsova čísla v 1. části  $Re_{1C} = 1691$  stanovují, že k přestupu tepla bude docházet vlivem vynucené konvekce v kanále s laminárním prouděním. Výpočetní vztah (3.40) pro určení Nusseltova čísla volím dle [7]. Opravný součinitel  $\varepsilon_{L,1C}$  zohledňující krátkou délku kanálu volím na základě hodnoty poměru  $l/d$  dle [7], tzn.  $\varepsilon_{L,1C} = 1,69$ . Pro výpočet musím ještě stanovit Grashofovo kritérium – rovnice (3.39).

### Grashofovo kritérium

$$Gr_{1C} = \frac{g \cdot L^3}{\nu^2} \cdot \gamma \cdot \Delta t = \frac{g \cdot d_{h,1C}^3}{\nu^2} \cdot \frac{1}{T} \cdot \Delta t \quad Gr_{1C} = 3178 [1] \quad (3.39)$$

$$Nu_{1C} = 0,74 \cdot (Re_{1C} \cdot Pr_{1C})^{0,2} \cdot (Gr_{1C} \cdot Pr_{1C})^{0,1} \cdot \varepsilon_{L,1C} \quad (3.40)$$

$$Nu_{1C} = 11,23 [1]$$

### Součinitel přestupu tepla konvekcí

$$\alpha_{sp,1C} = \frac{Nu_{1C} \cdot \lambda_{sp,1C}}{d_{h,1C}} \quad \alpha_{sp,1C} = 10,55 [W \cdot m^{-2} \cdot K^{-1}] \quad (3.41)$$

### Výpočet součinitele prostupu tepla sáláním

#### Předběžné stanovení součinitele prostupu tepla

$$k_{PŘ,1C,delkove} = \frac{\pi}{\left( \frac{1}{\alpha_{sp,1C} \cdot D_r} + \frac{1}{2 \cdot \lambda_{r,1C}} \cdot \ln \frac{D_r}{d_r} + \frac{1}{2 \cdot \lambda_{m,1C}} \cdot \ln \frac{d_r}{d_{sn}} \right)} \quad (3.42)$$

$$k_{PŘ,1C,delkove} = 2,436 [W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}]$$

- zavedu přepočet mezi plochou retorty v závislosti na její délce

$$p_{plocha-délka} = \frac{\text{vnější plocha retorty}}{\text{délka retorty}} = \frac{\pi \cdot D_r \cdot L_1}{L_1} \quad p_{plocha-délka} = 0,912 [m] \quad (3.43)$$

- stanovím předběžnou hodnotu součinitele přestupu tepla

$$k_{PŘ,1C} = \frac{k_{PŘ,1C,delkove}}{p_{plocha-délka}} \quad k_{PŘ,1C} = 2,671 [W \cdot m^{-2} \cdot K^{-1}] \quad (3.44)$$

#### Předběžné stanovení tepelného toku

$$q_{PŘ,1U} = k_{PŘ,1U} \cdot (t_{sp,STR,1U} - t_{m,STR,1U}) \quad q_{PŘ,1U} = 1834 [W \cdot m^{-2}] \quad (3.45)$$

#### Předběžné stanovení teploty vnější stěny retorty

$$t_{STE,PŘ,1C} = t_{sp,STR,1C} - \frac{q_{PŘ,1C}}{\pi} \cdot \frac{1}{\alpha_{sp,1C} \cdot D_r} \quad t_{STE,PŘ,1C} = 683 [^{\circ}C] \quad (3.46)$$

Na základě výsledku rovnice (3.46) stanovím předběžnou hodnotu teploty vnější strany retorty  $t_{STE,PŘ,1C} = 680 \text{ °C}$ . Pro tuto teplotu stanovím součinitel emisivity povrchu, pro určení použiji zdroj [6].

Součinitel emisivity povrchu výhřevné plochy  $\varepsilon_{STE,1C} = 0,298 [1]$

Výpočet emisivity plynu

Mezi sálavé složky plynu budu považovat pouze  $\text{CO}_2$  a  $\text{H}_2\text{O}$ , z důvodů nízké emisivity  $\text{O}_2$  a  $\text{N}_2$  tyto složky zanedbám. Předpokládám také dokonale vyhořené spaliny (bez obsahu  $\text{CO}$  a  $\text{CH}_4$ ).

Ekvivalentní délka zářícího paprsku – určeno dle [7]

$$l_{EKV,1C} = 3,4 \cdot \left( \frac{V_{SAL,1C}}{S_{SAL,1C}} \right) \quad l_{EKV,1C} = 0,190 [m] \quad (3.47)$$

kde:

$V_{SAL,1U}$  – Objem sálavého prostoru = Objem prostoru 1. části

$S_{SAL,1U}$  – Plocha sálavého prostoru = Plocha retorty v 1. části

Parciální tlak  $\text{CO}_2$

$$p_{\text{CO}_2,1C} = p_{sp,1C} \cdot \frac{V_{\text{CO}_2}}{V_{sp,sk}^v} \quad p_{\text{CO}_2,1C} = 7646 [Pa] \quad (3.48)$$

Parciální tlak vodní páry

$$p_{\text{H}_2\text{O},1C} = p_{sp,1C} \cdot \frac{V_{\text{H}_2\text{O}}}{V_{sp,sk}^v} \quad p_{\text{H}_2\text{O},2U} = 18128 [Pa] \quad (3.49)$$

Emisivita plynů  $\varepsilon_{\text{CO}_2}$  a  $\varepsilon_{\text{H}_2\text{O}}$  odečtu z diagramů dle [7] v závislosti na základě výsledků součinu  $p \cdot L_{EKV}$ :

- pro teplotu  $t_{sp,STR,1C} = 888 \text{ °C}$  a součin  $p_{\text{CO}_2} \cdot L_{EKV,1C} = 7646 \cdot 0,190 = 1453 \text{ Pa} \cdot \text{m}$  bude emisivita  $\varepsilon_{\text{CO}_2,1C} = 0,050$

- pro teplotu  $t_{sp,STR,1C} = 888 \text{ °C}$  a součin  $p_{\text{H}_2\text{O}} \cdot L_{EKV,1C} = 18128 \cdot 0,190 = 3640 \text{ Pa} \cdot \text{m}$  bude emisivita  $\varepsilon_{\text{H}_2\text{O},1C} = 0,055$

$$\varepsilon_{sp,1C} = \varepsilon_{\text{CO}_2,1C} + \varepsilon_{\text{H}_2\text{O},1C} \quad \varepsilon_{sp,1C} = 0,105 [1] \quad (3.50)$$

Součinitel přestupu tepla sáláním - vztah pro výpočet jsem použil z [4]:

$$\alpha_{SAL,1C} = 5,68 \cdot 10^{-8} \cdot \frac{\varepsilon_{STE,1C} + 1}{2} \cdot \varepsilon_{sp,1C} \cdot T_{sp,STE,1C}^3 \cdot \frac{1 - \left( \frac{T_{STE,PŘ,1C}}{T_{sp,STR,1C}} \right)^{0,36}}{1 - \left( \frac{T_{STE,PŘ,1C}}{T_{sp,STR,1C}} \right)} \quad (3.51)$$

$$\alpha_{sp,SAL,1C} = 2,288 [W \cdot m^{-2} \cdot K^{-1}]$$

## Výpočet předaného tepla

Střední teplotní logaritmický spád

Výpočet středního logaritmického teplotního spádu provedu pro souproudý výměník. Tento průběh teplot (průběh pro souproud) odpovídá průběhu teplot spalín a materiálu uvedeným na Obr. 3.1.

$$t_{LOG,1C} = \frac{(t_{sp,IN,1C} - t_{m,IN,1C}) - (t_{sp,OUT,1C} - t_{m,OUT,1C})}{\ln \frac{(t_{sp,IN,1C} - t_{m,IN,1C})}{(t_{sp,OUT,1C} - t_{m,OUT,1C})}} \quad (3.52)$$

$$t_{LOG,1C} = 665 [^{\circ}C]$$

Součinitel prostupu tepla

$$k_{1C,delkove} = \frac{\pi}{\left( \frac{1}{(d_{sp,1C} + d_{sp,SAL,1C}) \cdot D_r} + \frac{1}{2 \cdot \lambda_{r,1C}} \cdot \ln \frac{D_r}{d_r} + \frac{1}{2 \cdot \lambda_{m,1C}} \cdot \ln \frac{d_r}{d_{sn}} \right)} \quad (3.53)$$

$$k_{1C,delkove} = 2,571 [W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}]$$

- hodnota přepočtového koeficientu mezi plochou retorty a její délkou se nemění

$$p_{plocha-délka} = 0,912 [m]$$

- provedu výsledný výpočet součinitele prostupu tepla

$$k_{1C} = \frac{k_{1C,delkove}}{p_{plocha-délka}} \quad k_{1C} = 2,819 [W \cdot m^{-2} \cdot K^{-1}] \quad (3.54)$$

Plocha retorty v prostoru 1. části

$$S_{TP,1C} = \pi \cdot D_r \cdot L_1 \quad S_{TP,1C} = 0,369 [m^2] \quad (3.55)$$

Výsledný tepelný výkon předaný ze spalín do retorty v 1. úseku

$$\dot{Q}_{VYS,1C} = S_{TP,r,1C} \cdot k_{1C} \cdot t_{LOG,1C} \quad \dot{Q}_{VYS,1C} = 0,690 [kW] \quad (3.56)$$

Stanovení tepelného toku

$$q_{1C} = k_{1C} \cdot (t_{sp,STR,1C} - t_{m,STR,1C}) \quad q_{1C} = 1864 [W \cdot m^{-2}] \quad (3.57)$$

Stanovení teploty vnější stěny retorty

$$t_{STE,1C} = t_{sp,STR,1C} - \frac{q_{1C}}{\pi} \cdot \frac{1}{(\alpha_{sp,1C} + \alpha_{sp,SAL,1C}) \cdot D_r} \quad t_{STE,1C} = 728 [^{\circ}C] \quad (3.58)$$

Vypočtenou teplotu vnější stěny retorty můžu nyní porovnat s předběžně určenou hodnotou teploty stěny provedenou pomocí rovnice (3.46). Je patrné, že teploty se liší, proto v následující části provedu iterační přepočet teploty stěny.

**Iterační přepočít teploty stěny**

Výsledná vypočtená teplota stěny retorty je 728 °C, při předběžném stanovení teploty stěny v rovnici (3.46) jsem však stanovil teplotu stěny 683 °C, rozdíl mezi těmito hodnotami je 45 °C, provedu proto iterační přepočít. Do výpočtového programu zadám jako hodnotu předběžně stanovené teploty nově vypočtenou teplotu stěny a upravím hodnotu součinitele emisivity stěny. Po provedení iteračního přepočtu je nová teplota stěny  $t_{STE,1C} = 730$  °C. Rozdíl mezi výslednou teplotou před a po iteračním přepočtu je 2 °C, ukončuji tedy přepočít. Nové výsledky sledovaných veličin dosažené po iteračním přepočtu jsou uvedeny v Tab. 3.4.

Veličina	$\alpha_{sp,1C}$ [W.m <sup>-2</sup> .K <sup>-1</sup> ]	$\alpha_{sp,SAL,1C}$ [W.m <sup>-2</sup> .K <sup>-1</sup> ]	$k_{1C}$ [W.m <sup>-2</sup> .K <sup>-1</sup> ]	$q_{1C}$ [W.m <sup>-2</sup> ]	$\dot{Q}_{VYS,1C}$ [kW]	$t_{STE,1C}$ [°C]
Hodnota	10,55	2,295	2,797	1870	0,723	730

Tab. 3.4 Výsledné hodnoty po provedení iteračního přepočtu teploty stěny

**Iterační přepočít teploty na konci úseku**

Po získání výsledné hodnoty tepelného toku mohu provést iterační přepočít teploty na konci úseku. Tuto teplotu určím dle rovnice (3.59).

Stanovení teploty na konci úseku

$$t_{sp,OUT,1C} = t_{sp,IN,1C} - \frac{\dot{Q}_{VYS,1C}}{\rho_{sp,1C} \cdot V_{sp,1C} \cdot c_{p,sp,1C}} \quad t_{sp,OUT,1C} = 861 \text{ [°C]} \quad (3.59)$$

Výsledná vypočtená teplota je 861 °C, při předběžném stanovení výstupní teploty z 1. části dle Tab. 3.3 jsem však stanovil teplotu na výstupu z části 877 °C, rozdíl mezi těmito hodnotami je 16 °C, provedu tedy iterační přepočít. Do výpočtového programu zadám jako výstupní teplotu výsledek rovnice (3.59). Po provedení iteračního přepočtu je nová teplota  $t_{sp,OUT,1C} = 862$  °C. Rozdíl mezi výslednou teplotou před a po iteračním přepočtu je 1 °C, ukončuji tedy přepočít. Nové výsledky sledovaných veličin dosažené po iteračním přepočtu jsou uvedeny v Tab. 3.5. Při srovnání výsledku celkového tepelného výkonu ze spalín  $\dot{Q}_{VYS,1C} = 0,727$  kW s potřebným tepelným výkonem pro ohřátí materiálu  $\dot{Q}_{POTŘ,1C} = 0,586$  kW (dle Tab. 3.2) můžu stanovit závěr, že v úseku 1. části dojde k dostatečnému předání tepla z proudu spalín do zpracovávaného materiálu. Tato část tedy po stránce tepelného výpočtu vyhovuje.

Veličina	$\alpha_{sp,1C}$ [W.m <sup>-2</sup> .K <sup>-1</sup> ]	$\alpha_{sp,SAL,1C}$ [W.m <sup>-2</sup> .K <sup>-1</sup> ]	$k_{1C}$ [W.m <sup>-2</sup> .K <sup>-1</sup> ]	$q_{1C}$ [W.m <sup>-2</sup> ]	$\dot{Q}_{VYS,1C}$ [kW]	$t_{STE,1C}$ [°C]	$t_{sp,OUT,1C}$ [°C]
Hodnota	11,35	2,243	2,831	1870	0,727	729	861

Tab. 3.5 Výsledné hodnoty po provedení iteračního přepočtu – 1. část



### 3.3 Výpočet 2. části

Pro výpočet 2. části použiji vytvořený program, který pouze upravím dle rozměrů a předpokládaného proudění ve sledovaném prostoru. Teplotu na vstupu do 2. části stanovím dle vypočtené teploty na výstupu z 1. části, tzn.  $t_{sp,IN,2C} = t_{sp,OUT,1C} = 862 \text{ }^{\circ}\text{C}$ . V této části budu předpokládat, že již nebude docházet k víření (na základě předběžných výsledků simulace), ale k proudění v prostrou mezikružích. V práci již neuvádím výpočty ani kompletní výsledky, pouze výsledky sledovaných veličin (Tab. 3.6). Jedná se o konečné výsledky pro daný úsek (po provedení iteračních přepočtů). Při srovnání výsledku celkového tepelného výkonu ze spalin  $\dot{Q}_{VYS,2C} = 0,503 \text{ kW}$  s potřebným tepelným výkonem pro ohřev materiálu  $\dot{Q}_{POTŘ,2C} = 0,586 \text{ kW}$  (dle Tab. 3.2) můžu stanovit závěr, že v úseku 2. části nedojde k dostatečnému předání tepla a 2. část tedy po stránce tepelného výpočtu nevyhovuje.

Veličina	$\alpha_{sp,2C}$ [W.m <sup>-2</sup> .K <sup>-1</sup> ]	$\alpha_{sp,SAL,2C}$ [W.m <sup>-2</sup> .K <sup>-1</sup> ]	$k_{2C}$ [W.m <sup>-2</sup> .K <sup>-1</sup> ]	$q_{2C}$ [W.m <sup>-2</sup> ]	$\dot{Q}_{VYS,2C}$ [kW]	$t_{STE,2C}$ [°C]	$t_{sp,OUT,2C}$ [°C]
Hodnota	6,49	2,871	2,3	1314	0,503	703	838

Tab. 3.6 Výsledné hodnoty sledovaných veličin – 2. část

### 3.4 Výpočet 3. části

Při výpočtu opět upravím program dle rozměrů a předpokládaného proudění ve sledovaném prostoru. V této části je proud spalin usměrněn vloženým prvkem – spirálou. Teplotu na vstupu -  $t_{sp,IN,3C} = t_{sp,OUT,2C} = 838 \text{ }^{\circ}\text{C}$ . Průtočný prostor v této části bude plocha ohraničená stěnami spirály (z bočních stran) a stěnou retorty a pláště (ze spodní, resp. horní strany). Výsledné hodnoty sledovaných veličin po provedení iteračních přepočtů jsou uvedeny v Tab. 3.7.

Veličina	$\alpha_{sp,3C}$ [W.m <sup>-2</sup> .K <sup>-1</sup> ]	$\alpha_{sp,SAL,3C}$ [W.m <sup>-2</sup> .K <sup>-1</sup> ]	$k_{3C}$ [W.m <sup>-2</sup> .K <sup>-1</sup> ]	$q_{3C}$ [W.m <sup>-2</sup> ]	$\dot{Q}_{VYS,3C}$ [kW]	$t_{STE,3C}$ [°C]	$t_{sp,OUT,3C}$ [°C]
Hodnota	5,81	1,637	2,191	615	1,192	695	737

Tab. 3.7 Výsledné hodnoty sledovaných veličin – 3. část

Na základě hodnoty celkového tepelného výkonu ze spalin  $\dot{Q}_{VYS,3C} = 1,192 \text{ kW}$  a celkového potřebného tepelného výkonu  $\dot{Q}_{POTŘ,3C} = 1,466 \text{ kW}$  (dle Tab. 3.2) můžu stanovit závěr, že v 3. části nedojde k dostatečnému předání tepla z proudu spalin do zpracovávaného materiálu ( $\dot{Q}_{VYS,3C} < \dot{Q}_{POTŘ,3C}$ ). V této část také klesne teplota stěny retorty pod teplotu  $700 \text{ }^{\circ}\text{C}$  ( $t_{STE,3C} = 695 \text{ }^{\circ}\text{C}$ ), teplota stěny je tak nižší než teplota pyrolýzního procesu (požadovaná teplota  $700 \text{ }^{\circ}\text{C}$ ). Část tedy nevyhovuje jak z pohledu předaného tepla, tak z pohledu teploty stěny.

### 3.5 Výpočet 0. části

Pro ohřev 0. části počítám s 10 % objemovým tokem spalin (viz. Kapitola 2.4). Předpokládám, že oddělený proud spalin projde prostorem proti směru pohybu materiálu, změním tedy výpočet střední logaritmické teploty podle výpočtového vztahu pro protiproudý výměník. Teplota na vstupu  $t_{sp,IN,0C} = 900$  °C se rovná, v tomto případě, teplotě spalin na vstupu do prostoru pece  $t_{sp,IN,1C}$ . Výsledné, iteračním přepočtem upřesněné, hodnoty sledovaných veličin jsou uvedeny v Tab. 3.8.

Veličina	$\alpha_{sp,0C}$ [W.m <sup>-2</sup> .K <sup>-1</sup> ]	$\alpha_{sp,SAL,0C}$ [W.m <sup>-2</sup> .K <sup>-1</sup> ]	$k_{0C}$ [W.m <sup>-2</sup> .K <sup>-1</sup> ]	$q_{0C}$ [W.m <sup>-2</sup> ]	$\dot{Q}_{VYS,0C}$ [kW]	$t_{STE,0C}$ [°C]	$t_{sp,OUT,0C}$ [°C]
Hodnota	2,04	2,534	1,537	704	0,412	682	893

Tab. 3.8 Výsledné hodnoty sledovaných veličin – 0. část

Na základě hodnoty celkového tepelného výkonu ze spalin  $\dot{Q}_{VYS,0C} = 0,412$  kW a celkového potřebného tepelného výkonu pro ohřev materiálu  $\dot{Q}_{POTŘ,0C} = 0,293$  kW (dle Tab. 3.2) můžu stanovit závěr, že v 0. části dojde k dostatečnému předání tepla a tepelný výpočet je vyhovující. Teplota spalin na výstupu z části (návrat části spalin do prostoru 1. části) je nižší pouze o 7 °C a dle předpokladu se jedná pouze o 10 % objemového toku spalin, proto budu předpokládat, že nedojde k výraznému ovlivnění teploty spalin pro ohřev dalších částí. Teplota na výstupu se výrazně liší od předpokladu, proto lze stanovit závěr, že pokles teploty v prostoru násypky neodpovídá předpokládanému lineárnímu poklesu.

### 3.6 Zhodnocení výsledků analytické metody výpočtu

Pomocí dosažených výsledků můžu provést výslednou tepelnou kontrolu pyrolýzní pece jako celku. Budu vycházet z tepelného výkonu předaného ze spalin do zpracovávaného materiálu v jednotlivých částech jednotky (hodnoty  $\dot{Q}_{VYS}$  jednotlivých částí), který určím pomocí vztahu (3.60).

Teplený výkon předaný ze spalin do materiálu ve všech uvažovaných částech

$$\dot{Q}_{VYS} = \dot{Q}_{VYS,0C} + \dot{Q}_{VYS,1C} + \dot{Q}_{VYS,2C} + \dot{Q}_{VYS,3C} \quad \dot{Q}_{VYS} = 2,834 \text{ [kW]} \quad (3.60)$$

Teplený výkon potřebný k ohřátí materiálu na požadovanou teplotu – již dříve stanoven dle výsledku rovnice (3.3).

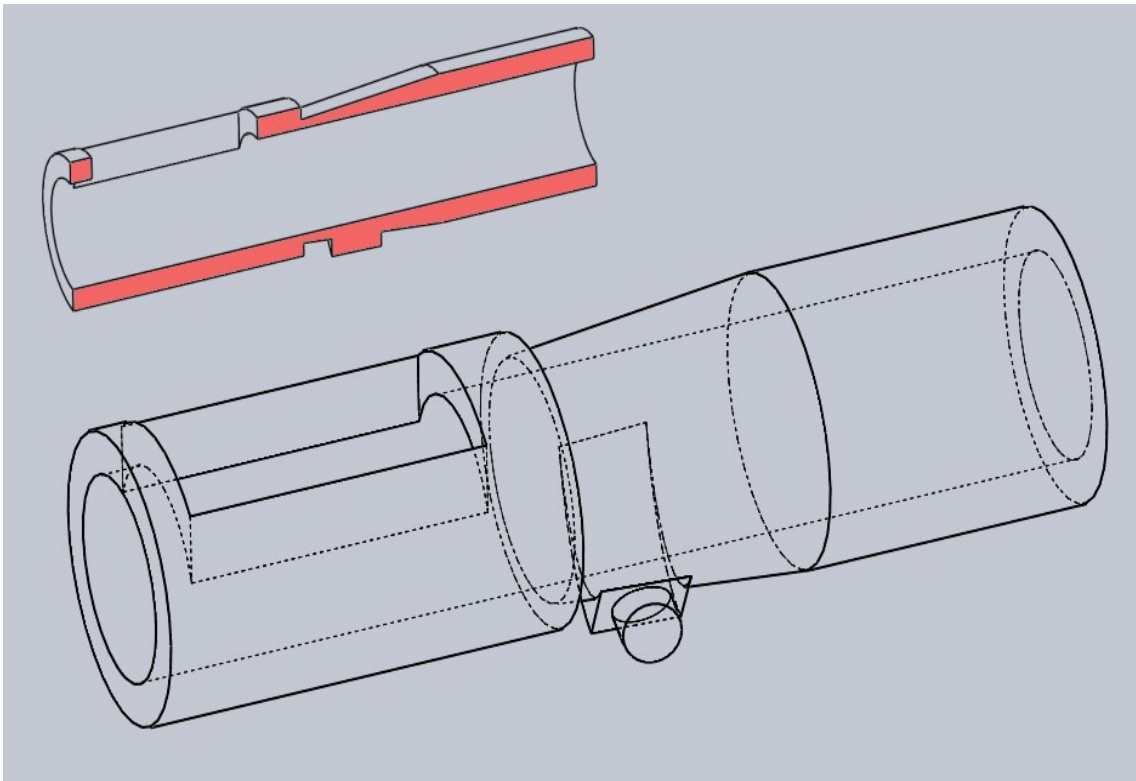
$$\dot{Q}_m = 2,939 \text{ [kW]} \Rightarrow \dot{Q}_{VYS} < \dot{Q}_{POTŘ}$$

Tepelný výkon není dostačující, použitý hořák, tedy dle analytického výpočtu, nestačí na ohřátí materiálu na dostatečnou teplotu a z pohledu tepelné kontroly nevyhovuje. Výsledky analytického výpočtu použiji ke stanovení základních vstupních parametrů pro numerickou simulaci, kterou provedu v následující kapitole.

## 4. NUMERICKÁ SIMULACE PROUDĚNÍ

### 4.1 Určení geometrie

Při tvorbě geometrie prostoru, v němž bude probíhat proudění, budu vycházet z tvaru spalovací komory, která se skládá ze spodního dílu spolu s přívodním kanálem pro vyústění spalin a horního uzavíracího dílu. Pro zohlednění vlivu navazujících částí (násypka po levé straně a vychlazovací rovný úsek po straně pravé) doplním geometrii o vnitřní prostor těchto částí. Vliv těchto částí na proudění i sdílení tepla je však značný. Pro odečtení směrodatných rozměrů komory jsem použil výkresovou dokumentaci, uvedenou ve zdroji [2]. Poté jsem v programu SolidWorks® 2010 vytvořil dle známých rozměrů model vnitřního prostoru násypky, spalovací komory spolu s částí přívodního hořákového potrubí, a dále pak navazující rovný úsek. Drátový model provedený v programu SolidWorks® 2010 je uveden na Obr. 4.1. Tento model reprezentuje vnitřní prostor, kterým budou spaliny při svém průchodu spalovací komorou proudit. Přívodní hořákové potrubí začíná u modelu v místě, do kterého již nezasahuje deflektor hořáku a kde předpokládám usměrněný tok spalin. Model jsem poté importoval do rozhraní programu ANSYS WorkBench® DesingModeler, tím vznikl výsledný model pro účely numerické simulace.



Obr. 4.1 Drátový model spalovací komory

## 4.2 Tvorba sítě

### Obecný popis sítě modelu

Síť modelu tvoří základní prvek při numerickém modelování, na tuto síť (soustavu jednotlivých buněk) je aplikován systém výpočetních vztahů. Kvalita a počet buněk sítě mají tedy rozhodující vliv na průběh a výsledky matematické simulace daného procesu. Cílem při tvorbě sítě je co možná nejmenší počet buněk při co možná nejvyšší celkové kvalitě sítě. Nejmenšího počtu buněk se snažím dosáhnout z důvodu časového urychlení výpočtu, nejvyšší kvality sítě se snažím dosáhnout za účelem získání přesnějších výsledků simulace a lepší konvergence řešení. Výsledná síť by se měla skládat z přibližně stejných velikých a geometricky na sebe navazujících buněk, které jsou pravidelně rozložené po celém objemu uvažovaného prostoru. Velikost buněk musí zaručit respektování probíhajících dějů, jako je např. víření vlivem turbulentního proudění. Možností, jak vytvořit odpovídající síť s rozumným počtem buněk, je použití metody zhuštění sítě v místech se zvýšenou změnou fyzikálních vlastností proudící látky, tedy např. u stěn kde dochází k tepelnému toku. Smyslem je tedy získat jemnou síť s malými elementy v místě předpokládaných velkých fyzikálních změn, a v místech, která nejsou z tohoto pohledu až tak zajímavá, získat hrubší síť s větší velikostí elementů.

Jednotlivé buňky 3D sítě mohou mít výsledný tvar – kvádr, čtyřstěn, prizmatický prvek a pyramidový prvek. Výsledná síť se dle použité metody síťování skládá buď z jednoho tvaru (strukturovaná síť), nebo z kombinací více tvarů (nestrukturovaná síť). Nestrukturovaná síť přináší optimálnější rozložení prvků, neboť u stěn používá prvky tvaru kvádr a nepravidelný čtyřstěn, na které navazují prvky prizmatického a pyramidového tvaru. Ty umožňují snadnější přechod od jemnější k hrubší síti, neboť přechod nemůže být náhlý (skokový), tím by došlo k výraznému ovlivnění přesnosti výsledků.

### Postup při vytváření sítě

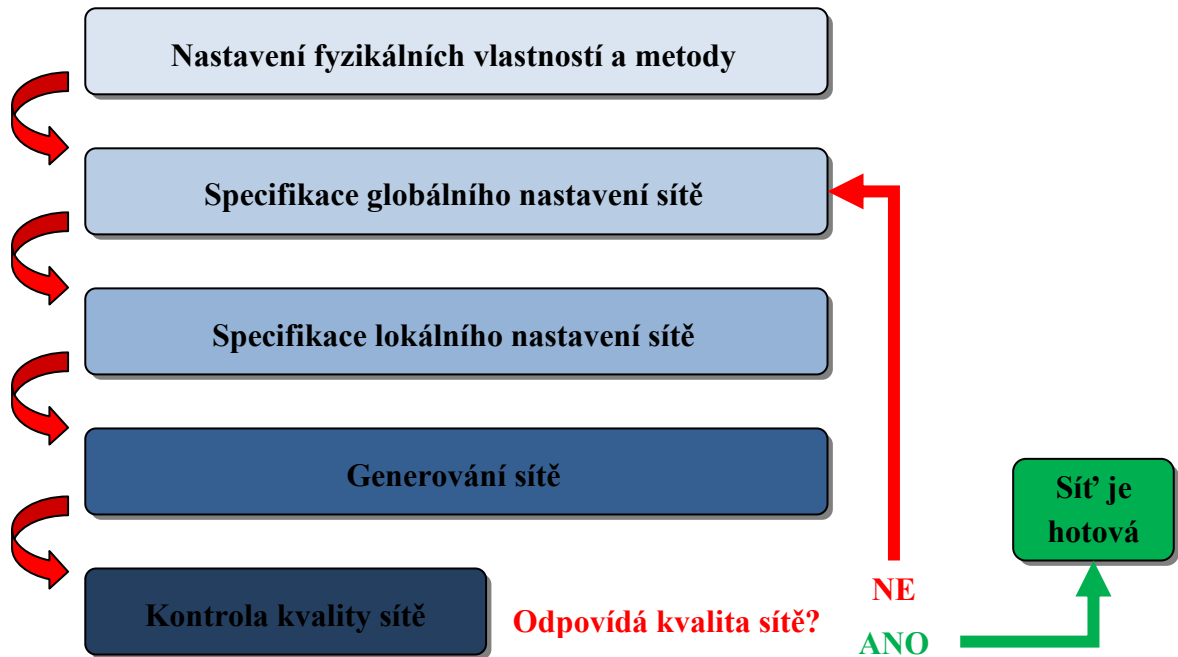
Při vytváření sítě budu používat postup uvedený v Uživatelském manuálu programu ANSYS 13.0 [9]. Budu postupovat dle procesního diagramu zobrazeného na Obr. 4.2. Jedná se o diagram postupu prací při vytváření sítě.

### Vysíťování modelu

V každém kroku (dle Obr. 4.2) popíšu jednotlivé změny nastavení provedené oproti defaultnímu nastavení.

### Nastavení fyzikálních vlastností a metody modelu

V tomto bodě budu nastavovat základní fyzikální vlastnosti modelu a samotnou metodu síťování.



Obr. 4.2 Procesní diagram při vytváření sítě

Při volbě fyzikálních vlastností můžu zvolit jeden ze čtyř základních typů sítě:

- Mechanical
- Electromagnetics
- CFD
- Explicit

V tomto případě budu volit typ **CFD** (Computational Fluid Dynamics), který je určený pro simulace proudění tekutin. Tento fyzikální model se hodí pro numerické řešení úloh z oblasti mechaniky tekutin, neboť respektuje výpočetní algoritmy a vztahy charakterizující proudění kapalin a plynů.

Použitím fyzikálního modelu CFD mám možnost ještě blíže optimalizovat danou síť pomocí funkce *Solver preference*. Tato funkce nabízí možnost upravit použitý model podle specifik programu, v němž budu následující simulaci provádět. Jedná se o možnost volby programů Fluent, CFX, popř. POLYFLOW. V tomto nastavení budu volit možnost Fluent, protože pro následné řešení budu používat právě tento program.

Při volbě metody síťování mám k dispozici tyto druhy metod:

- Automatic
- Tetrahedrons
- MultiZone
- Hex dominant
- CutCell

Použití každé z těchto metod přináší určité výhody, směrodatný je ovšem požadavek na kvalitu sítě. Jedná-li se o jednoduchou úlohu, která vystačí s malým počtem buněk, a nepožadují tedy zvýšenou přesnost, postačí automatická metoda síťování. Pro složitější úlohy s vyšším počtem buněk a požadavkem na vyšší míru přesnosti je vhodné použít metodu Hex dominant, která používá kombinaci více druhů prvků. V okolí stěn jsou použity prvky kvádrového tvaru (optimální pro přesnost výpočtu), vzniká tak quad-dominantní povrch (tvořený čtyřúhelníky a trojúhelníky). Na tuto vrstvu navazují prvky s hexagonálně centrovanou mřížkou. Ve zbylém prostoru jsou již použity pyramidové, čtyřstěnné a prizmatické prvky. Toto řešení dovoluje vytvořit jemnou síť v místech zájmu (zvýšené gradienty veličin, např. rychlostí nebo tepelných toků) a hrubší síť tam, kde neočekávám přestupy tepla z důvodu absence mezních vrstev. Výhodou je tedy kvalitní síť při menším počtu prvků, což přináší rychlejší konvergenci řešení spolu s vyšší přesností. V tomto případě jsem tedy, jako metodu síťování, použil metodu Hex dominant, která zaručuje dobrou konvergenci řešení a přesnější dosažené výsledky.

### **Specifikace globálního nastavení sítě**

Jedná se o specifikování dalších parametrů sítě. Pomocí řady funkcí můžu ještě více optimalizovat vlastnosti sítě, jedná se především o možnost nastavení rozměrových hodnot buněk, způsob tvorby sítě, vyhlazení, posunutí, atd. Při nastavení tohoto kroku jsem měnil hodnoty pro celkovou maximální velikost buňky *Max Size* = 0,012 m a maximální velikosti strany buňky *Max Face Size* = 0,006 m. Dále jsem změnil hodnotu funkce *Relevance Center* z přednastavené hodnoty *Coarse* na hodnotu *Medium*. Ostatní nastavení (kompletní nastavení sítě) je uvedeno v Příloze [D].

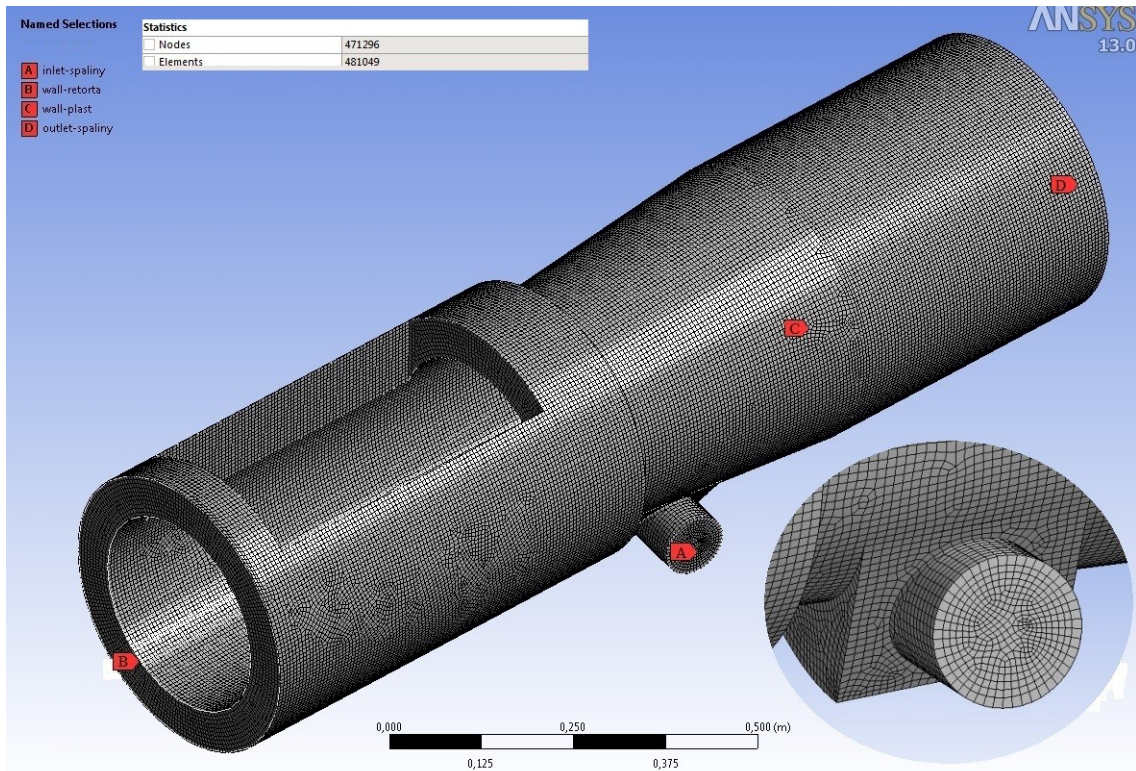
### **Specifikace lokálního nastavení sítě**

Lokální nastavení sítě obsahuje funkce, kterými můžu modifikovat síť v blíže specifikované oblasti (na ploše vstupu, na teplosměnné ploše, atd.). Jedná se například o funkci *Mapped Face Mashing*, která umožňuje vyhladit povrch sítě na zvolené ploše. Dalšími funkcemi jsou *Match Control*, *Pinch*, *Inflation*. Při tvorbě sítě pro tuto aplikaci nevyužiji žádnou z těchto funkcí, nastavení provedu pouze v prvních dvou předcházejících krocích.

### **Generování sítě**

Po provedení kompletního nastavení modelů a parametrů sítě můžu danou síť vygenerovat, tzn. vytvořit vysíťování daného prvku. To provedu pomocí funkce *Generate Mesh*. Celkové počty elementů a uzlů v takto definované síti jsou uvedeny v záložce *Statistics*. Počet elementů (buněk - *Elements*) vygenerované sítě je 481 049. Počet uzlů (*Nodes*) sítě je 471 296. V tomto kroku provedu ještě určení oblastí *inlet*, *outlet* a *wall*, každou oblast pojmenuji v závislosti na její funkci v dané simulaci. Plocha *inlet* slouží k určení vstupu média, v tomto případě to je plocha hořákového potrubí. Tuto plochu pojmenuji „inlet-spaliny“. Plocha *outlet* slouží k určení výstupu z dané oblasti a pojmenuji ji „outlet-spaliny“. Plochu retorty označím jako *wall* s názvem

„wall-retorta“ a plocha pláště bude opět typ oblasti *wall* s názvem „wall-komora“. Výsledná síť s označením jednotlivých ploch spolu s hodnotami záložky *Statistic* je zobrazena na Obr. 4.3. Na obrázku je také vyobrazen detail vysíťování hořákového potrubí.



Obr. 4.3 Výsledná síť modelu

Nyní je síť prvku hotova, musím už jen provést poslední krok v procesním diagramu – kontrolu kvality sítě.

### Kontrola kvality sítě

Kvalitu sítě budu posuzovat dle Kapitoly 2.3 ze zdroje [8] a dále dle Uživatelského manuálu programu ANSYS 13.0 [9]. Kvalitu dané sítě lze hodnotit na základně různých kritérií, já budu posuzovat kvalitu sítě dle hodnot parametrů *Skewness* a *Orthogonal Quality* (*Skewness* - hodnota nesouměrnosti, *Orthogonal Quality* - hodnota pravoúhlé kvality). Důvodem je, že můžu jednoduše porovnat skutečné hodnoty těchto veličin pro vytvořenou síť (dle vypočtených parametrů sítě) s hodnotami doporučenými z [9].

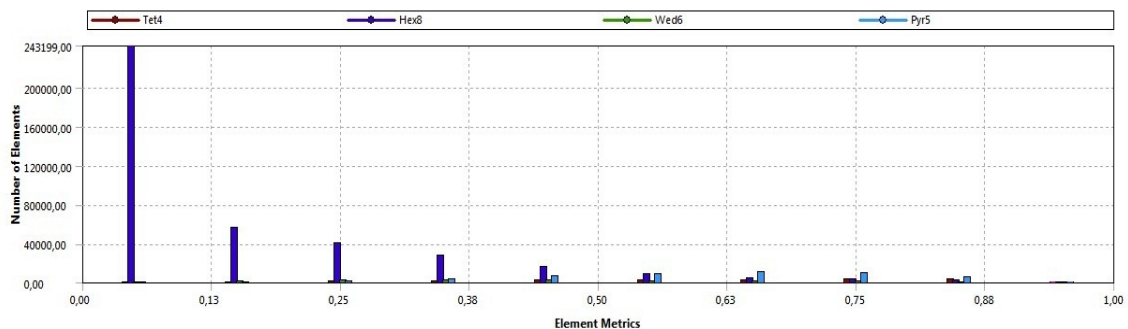
*Skewness* (skosení-nesouměrnost) je kritérium, při kterém se hodnotí rozdíl mezi ideálním pravidelným geometrickým tvarem buňky (v závislosti na použité metodě síťování) a skutečným tvarem buňky v realizované síti.

*Orthogonal Quality* je druhým posuzovaným parametrem, jedná se o hodnotu pravoúhlé kvality. U této metody se hodnotí odklon normálového vektoru od vektoru  $f_i$  (vektor s počátkem v těžišti buňky, směřuje do těžiště strany) a vektoru  $c_i$  (vektor s počátkem v těžišti buňky, směřuje do těžiště přilehlé buňky).

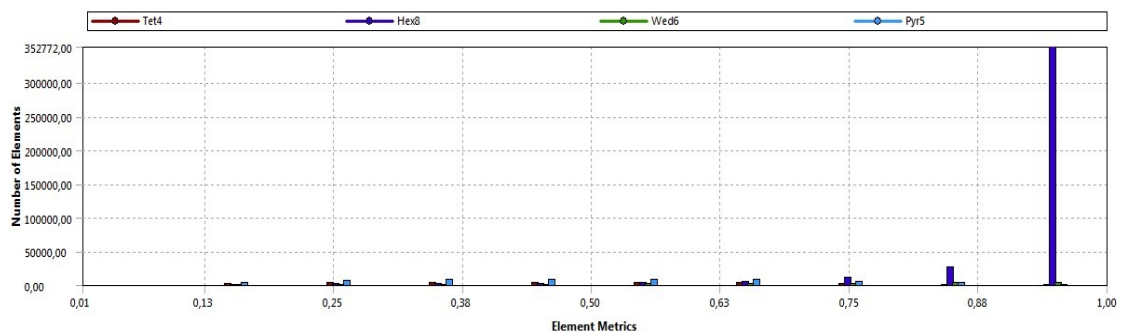


Hodnoty parametrů *Skewness* a *Orthogonal Quality* pro vytvořenou síť jsou uvedeny na Obr. 4.4 (hodnoty *Skewness*), resp. Obr. 4.5 (hodnoty *Orthogonal Quality*). Za účelem vyhodnocení jsem jednotlivé četnosti buněk v závislosti na jejich velikosti a druhu zpracoval do tabulky četnosti (Příloha [C]).

Při posouzení kvality sítě podle kritérií *Skewness* a *Orthogonal Quality* budu srovnávat výskyt buněk o určité velikosti. Použiji posuzovací tabulky – Tab. 4.1 pro parametr *Skewness* a Tab. 4.2 pro parametr *Orthogonal Quality*. Pokud příslušná velikost buněk leží v intervalu *Excelent*, *Very good* a *Good*, jedná se o vyhovující buňky a je zajištěná dobrá kvalita sítě a tím i rychlejší konvergence a přesnější výpočet. Pokud příslušná velikost buněk leží v intervalu *Acceptable* a *Bad*, tyto buňky sice splňují kritéria dané metody a je možné použít takovouto síť pro následnou simulaci, ale dochází již k snížení kvality výsledné sítě a tím k nárůstu nepřesností a zhoršení konvergence řešení. Pokud se velikost buněk pohybuje v intervalu *Inacceptable*, jedná se o nevyhovující buňky a použití sítě s těmito elementy by vedlo k divergenci řešení. Kvalitní síť je tedy ta, u níž se co možná nejvyšší počet prvků nachází v intervalu *Excelent*, *Very good* a *Good*. Nevyskytují se, nebo se vyskytují pouze v malém počtu, buňky v intervalu *Acceptable* a *Bad*, a ve výsledné síti se nevyskytují žádné buňky spadající do intervalu *Inacceptable*.



Obr. 4.4 Četnost prvků v závislosti na velikosti – *Skewness*




Obr. 4.5 Četnost prvků v závislosti na velikosti – *Orthogonal Quality*

Zařazením buněk dle jejich velikosti (z tabulky uvedené v Příloze [E]) do jednotlivých intervalů (uvedených v Tab. 4.1 a Tab. 4.2) jsem došel k závěru, že vygenerovaná síť, při posouzení kvality za použití parametru *Skewness* a *Orthogonal*




*Quality*, splňuje podmínky a lze ji tedy použít při následné simulaci. Četnost buněk pro hodnotu *Skewness* v intervalu *Acceptable* je poměrně malá, jedná se o méně než 2 % všech buněk. Buňky o velikosti v kvalitativním stupni *Bad* (špatné, nevhodné) jsou zastoupeny minimálně, pouze 94 všech buněk (přibližně 0,02 % všech buněk). Všechny ostatní buňky jsou vyhovující. Četnost buněk ve stupni *Acceptable* u parametru *Orthogonal Quality* je pouze 1 % všech buněk, všechny ostatní buňky jsou zařazeny ve stupních *Excelent*, *Very good* a *Good* a splňují tak požadovaná kritéria kvality. Na základě takto stanovených závěrů vyhodnocuji síť jako vyhovující. Je tedy možné tuto síť následně použít pro potřeby numerické simulace proudění v prostoru spalovací komory a bezprostředně navazujících částí.



Excellent	Very good	Good	Acceptable	Bad	Inacceptable
0-0.25	0.25-0.50	0.50-0.80	0.80-0.94	0.95-0.97	0.98-1.00

Tab. 4.1 Posuzovací tabulka parametru *Skewness* [9]



Inacceptable	Bad	Acceptable	Good	Very good	Excellent
0-0.001	0.001-0.10	0.10-0.20	0.20-0.69	0.70-0.95	0.95-1.00

Tab. 4.2 Posuzovací tabulka parametru *Orthogonal Quality* [9]

### 4.3 Numerické řešení v prostředí programu ANSYS Fluent

#### Volba matematického modelu

Při volbě matematického modelu je rozhodujícím kritériem druh proudění, které bude v uvažované oblasti probíhat. Směrodatným kritériem pro určení druhu proudění je Reynoldsovo číslo, které je definováno dle vztahu (4.1).

$$Re = \frac{w \cdot d}{\nu} \quad (4.1)$$

kde:  $w$  – střední rychlost proudu v uvažovaném prostoru [ $m \cdot s^{-1}$ ]  
 $d$  – průměr, popř. hydraulický průměr, uvažovaného prostoru [ $m$ ]  
 $\nu$  – kinematická viskozita proudícího média při reálných podmínkách [ $m^2 \cdot s^{-1}$ ]

Prostor, v němž budu uvažovat proudění, jsem již dříve rozdělil do částí a vypočítal v těchto částech hodnoty Reynoldsova čísla (Kapitola 3). Jednotlivé vypočtené hodnoty jsou uvedeny v Tab. 4.3. Pro určení druhu proudění je stanovená kritická hodnota  $Re$ . V kruhovém potrubí a v kanálech je tato hodnota 2320. Uvažovaný prostor budu považovat za kanál. Jako výsledný typ proudění proto volím laminární proudění, neboť jsou hodnoty ve sledovaných úsecích nižší než hodnota kritická.

Část	0.	1.	2.
Hodnota Re [1]	95	1902	770

Tab. 4.3 Výsledné hodnoty Reynoldsova čísla ve sledovaných částech

V záložce *Models* zvolím tedy model *Laminar*. V této záložce také zvolím u *Energy model* hodnotu *ON*, budu tedy počítat s přestupem tepla v průběhu uvažovaného děje. Nastavím také u modelu *Species* parametr *Species Transport*. Výsledný proud spalin se bude skládat z jednotlivých složek, tak jak jsem je určit v Kapitole 3.2. Nastavení složek a zadání jejich poměru provedu při nastavení fyzikálních vlastností proudících médií, resp. nastavení okrajových podmínek na ploše „inlet-spaliny“.

V záložce *General* provedu definici úlohy, bude se jednat o časově ohraničenou úlohu (typ *Steady*), založenou na principu řešení rovnic na základě tlaku (typ *Pressure-Based*). Do výpočtu také zahrnu vliv gravitace, nastavím obecně platnou hodnotu gravitačního zrychlení  $9,81 \text{ m.s}^{-2}$  do příslušné osy spolu s určením orientace směru působení síly.

#### Definice fyzikálních vlastností proudícího média, materiálu pláště a retorty

V tomto nastavení (záložka *Materials*) provedu definování vlastností proudícího plynu a vlastností pevného materiálu (který bude použit jako přiléhající materiál k ploše typu *wall*). U materiálu typu *fluid* (tekutina) zvolím *Mixture Species* a z knihovny vyberu všechny složky spalin. U *Mixture Species* nastavím jako hodnotu hustoty (*density*) parametr *ideal gas*. Jednotlivé složky seřadím tak, aby poslední složka v seznamu byla nejvíce zastoupená (v tomto případě  $\text{N}_2$ ). Pro nastavení vlastností jednotlivých složek použiji parametr *Ideal-gas* u nastavení *Density*. U nastavení  $c_p$  použiji parametr *Piecewise-polynomial*, u něhož nechám přednastavené hodnoty proměnných. U *Thermal Conductivity* (teplená vodivost) stanovím jako způsob výpočtu parametru možnost hodnotu *Kinetic-theory*. U nastavení *Viscosity* a *Molecular Weight* nechám nastavený parametr *Constant*.

Nastavení fyzikálních vlastností materiálu provedu pro typ materiálu *Solid*. Bude se jednat o stejný materiál jak u pláště, tak u retorty. Materiál *Steel* (nerezová ocel vyšší třídy) vyberu z externí databáze programu Fluent. Fyzikální vlastnosti tohoto materiálu nechám přednastavené, tzn. hodnoty *Density*,  $c_p$  a *Thermal Conductivity* budou konstantní (volba *Constant*).

#### Definice okrajových a počátečních podmínek

Okrajové podmínky budu definovat na jednotlivých plochách, které jsou rozděleny dle svého druhu (*wall*, *inlet*, *outlet*) a pojmenovány dle příslušného schématu (uvedeno na Obr. 4.3). V záložce *Cell Zone Condition – Operation Condition* zvolím barometrický tlak, budu uvažovat s hodnotou 98,5 kPa. V následující části provedu zadání okrajových podmínek pro jednotlivé plochy.

### **Inlet-spaliny**

Jako druh okrajové podmínky ne této ploše definuji podmínku *Velocit-inlet*, což znamená, že budu definovat rychlost vstupního média do oblasti plochou „inlet-spaliny“. Nastavím absolutní hodnotu rychlosti  $w_{sp} = 10,7 \text{ m.s}^{-1}$ , kterou jsem určil v analytickém výpočtu dle rovnice (3.23). Tato rychlost je vypočtena vzhledem k ploše přívodního hořákového potrubí. Definuji také teplotu vstupního média. Budu vycházet ze stanovení teploty spalin pro vstup do prostoru komory, tj.  $t_{sp,IN} = 900 \text{ °C}$  (1173 K).

### **Interior-komora**

Zde nemám možnost žádného nastavení, neboť v tomto prostoru bude probíhat proudění a nelze tak specifikovat další vlastnosti tohoto prostoru.

### **Outlet-spaliny**

Touto plochou budou spaliny opouštět prostor komory a přesouvat se do další části. Na této ploše budu definovat okrajovou podmínku *Pressure-outlet*, tedy tlak na výstupu. Jedná se o hodnotu relativního tlaku, nastavuji tedy přetlak nebo podtlak vzhledem k okolí (dříve definovaná hodnota barometrického tlaku). U mnou řešené simulace budu uvažovat o tlaku na výstupu z prostoru 0 Pa. Za výstupem z prostrou následuje 3. část – spirálový úsek (rozdělení dle Obr. 3.1). Tlak 0 Pa volím z důvodu předpokladu, že vliv spalinového ventilátoru se začne projevovat až od začátku 3. části. Teprve ve spirále předpokládám výraznější tlakové ztráty. Spalinový ventilátor tedy bude nastaven na takový podtlak, aby nedocházelo k vysávání spalin z prostoru násypky, komory a rovné části a mohlo tak dojít k dostatečnému vychlazení spalin. Nastavím také předpokládanou teplotu spalin na výstupu ze sledovaného prostoru dle analytického výpočtu (Tab. 3.6)  $t_{sp,OUT,2C} = 838 \text{ °C}$  (1111 K).

### **Wall-komora**

Jedná se o nastavení okrajové podmínky u vnějšího pláště násypky, spalovací komory a rovného úseku. Uvažuji, že povrch je izolovaný, na vnější povrch pláště navazuje vrstva materiálu SIBRAL. Tepelnou ztrátu budu v tomto případě definovat tepelným tokem z proudu spalin do materiálu pláště. Stanovím hodnotu ztrátového tepelného toku  $q_{ztr} = 175 \text{ W.m}^{-2}$ . Zvolím tedy jako podmínku tepelný tok *Heat Flux* se znaménkem mínus (uvažuji ztrátový tok), bude tedy docházet k odvodu tepla touto plochou. Jako druh stěny zvolím *Stationary Wall* (nepočítám s pohybem této plochy). Materiál přilehlý k této ploše budu volit jako *Steel* a nastavím také šířku přilehlé stěny 0,006 m (dle rozměrů pláště [2]).

### **Wall-retorta**

Jedná se o plochu, kterou bude procházet tepelný tok z proudu spalin do retorty a následně do zpracovávaného materiálu. V tomto případě zvolím materiál přilehlý k této ploše jako *Steel* a druh stěny jako *Moving Wall* (kvůli zadání nekonstantního toku plochou). Nastavím také šířku přilehlé stěny 0,009 m (dle rozměrů [2]). Tepelný tok touto stěnou ale nebude konstantní (je patrné už z výsledku analytického výpočtu

tepelného toku pro 0., 1. a 2. úsek). Proto budu pro tuto stěnu nastavovat proměnlivý tepelný tok. Nejprve pomocí zpracovaného programu pro analytický výpočet určím tepelné toky v určitých místech v závislosti na vzdálenosti po délce retorty. V Tab. 4.4 uvádím dosažené výsledky tepelného toku v jednotlivých místech retorty.

Vzdálenost od začátku retorty [mm]	10	335	670	870	1070	1295	1500
Vypočtený tepelný tok [ $\text{W}\cdot\text{m}^{-2}$ ]	313	709	1485	1870	1515	1250	1050

Tab. 4.4 Tepelné toky v jednotlivých místech retorty

Provedu volbu osy rotace (v mém případě osa z). V záložce *Momentum* nastavím druh stěny *Moving Wall*, a jako pohyb (*Motion*) zvolím *Rotational*. Jako tepelný tok (*Heat Flux*) zvolím „tok q“ (odkazuje na externí soubor, který jsem předem vytvořil a který popisuje rozdělení toků v závislosti dle vzdálenosti – podle Tab. 4.4).

#### Nastavení počátečních podmínek

Jako počáteční podmínky zvolím podmínky definované pro oblast „Inlet-spaliny“. Tento krok pomůže k lepším rozpočítání simulace a sníží velké rozdíly residualů při startu výpočtu.

#### Nastavení relaxačních podmínek

Na začátku výpočtu snížím relaxační parametry u všech přednastavených hodnot o dva řády. Tímto krokem získám stabilnější počátek výpočtu a lepší rozpočítání simulace. Hodnotu relaxačních parametrů můžu během výpočtu měnit.

#### Konvergence výpočtu

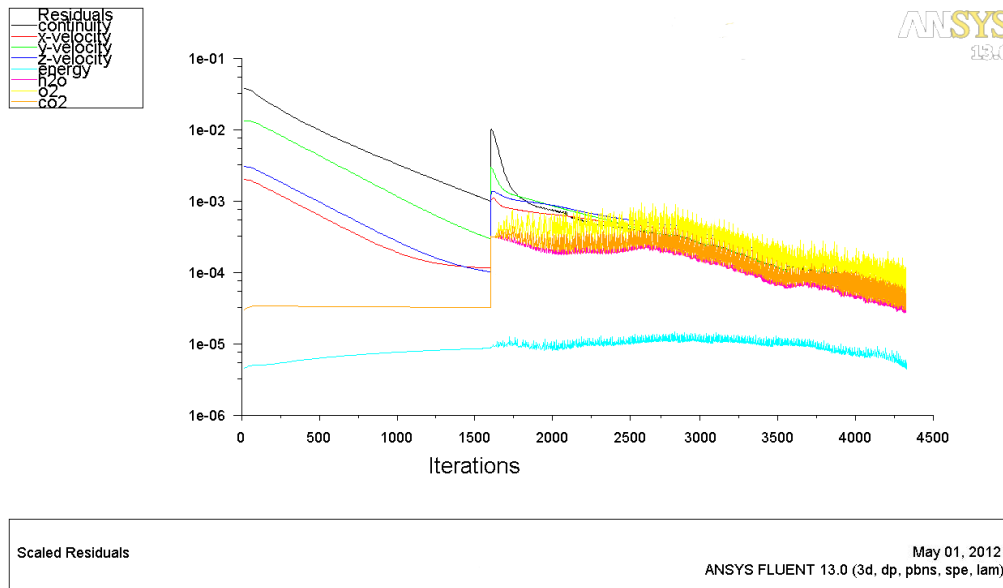
Ke konvergenci řešení došlo po 4620 iteracích. Průběh residualů je uveden na Obr. 4.6. Přibližně při 1550 iteraci jsem zvýšil relaxační parametry o jeden řád, jak je patrné z obrázku průběhu residualů. Teprve až došlo k ustálení výpočtu, jsem provedl tuto úpravu. Účelem bylo urychlení konvergence výpočtu. Po průběhu dalších 3070 iterací došlo ke konvergenci výpočtu.

### 4.4 Zhodnocení výsledků numerické metody výpočtu

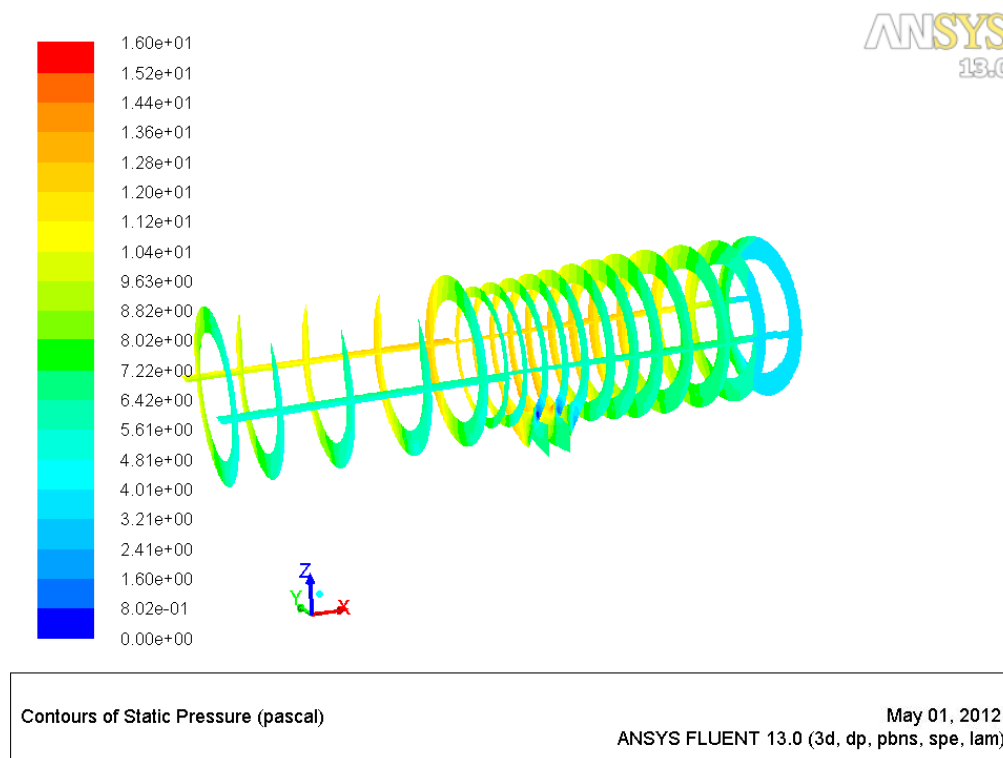
Za účelem lepšího vyhodnocení výsledku numerické metody jsem na modelu zavedl několik řezů v příčném i podélném směru, v nichž budu následně vyhodnocovat průběh a výsledky simulace. Získám tak lepší možnost porovnat změny sledovaných veličin v závislosti na jejich pozici po délce retorty.

První sledovanou veličinou je statický tlak v prostoru retorty. Na Obr. 4.7 je zobrazen průběh statického tlaku v příčných řezech, na Obr. 4.8 je průběh tlaku v podélném řezu. Z průběhu tlaku na obou obrázcích je patrné, že spaliny mají ve sledovaném úseku mírný přetlak, který je v části oproti vstupu spalin mírně vyšší, a že tlak směrem k výstupní oblasti klesá. Tento závěr vyhodnocuji jako správný, neboť v tomto prostoru nepředpokládám výrazné tlakové ztráty a proto by bylo zbytečné

vysávat spaliny podtlakem způsobeným spalinovým ventilátorem (malé zdržení spalin v tomto prostoru a tím způsobené jejich malé vychlazení).



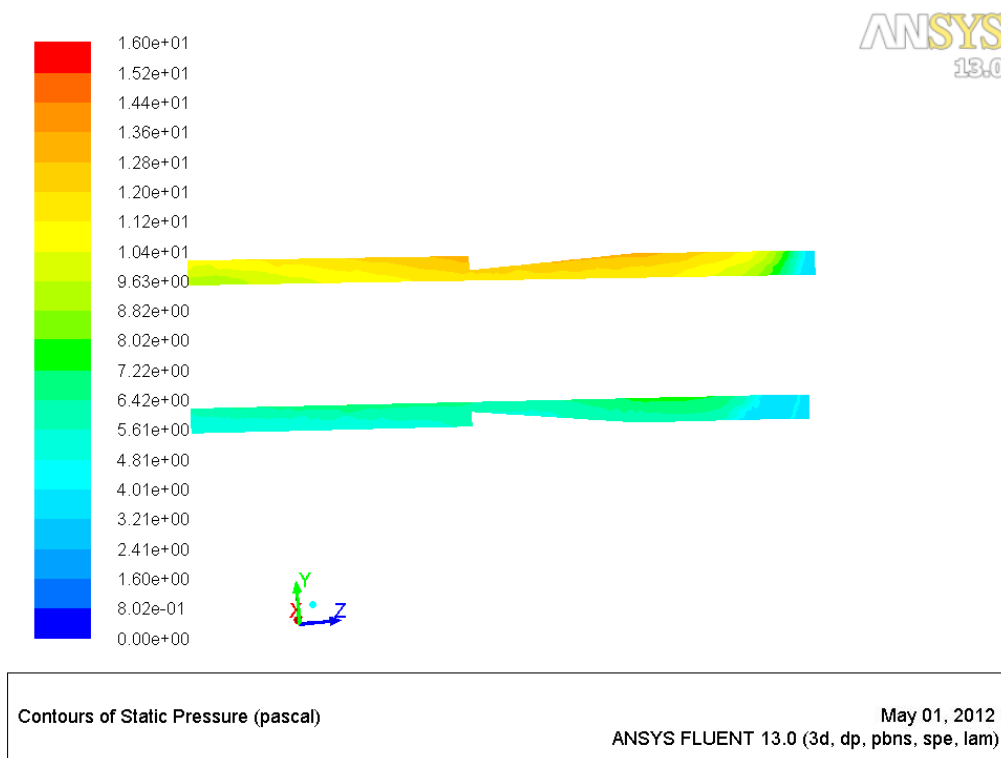
Obr. 4.6 Průběh residualů při výpočtu



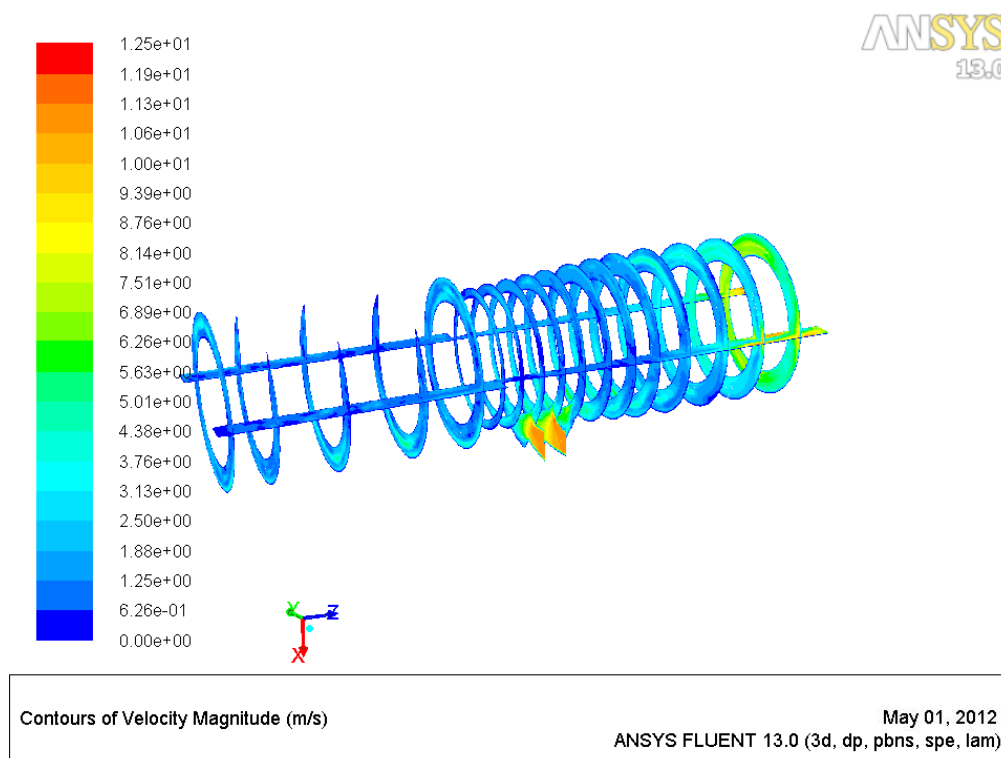
Obr. 4.7 Vyhodnocení statického tlaku v příčných řezech

Další veličinou je průběh rychlostí. Na Obr. 4.9 je průběh v příčných řezech, na Obr. 4.10 průběh v podélném řezu. Na vstupu do prostoru usměrňovacího kanálu mají rychlost přibližně  $11 \text{ m.s}^{-1}$  (zadáno okrajovou podmínkou) směrem k pravé části komory rychlost postupně klesá. Směrem do levé části rychlost klesá výrazně, spaliny

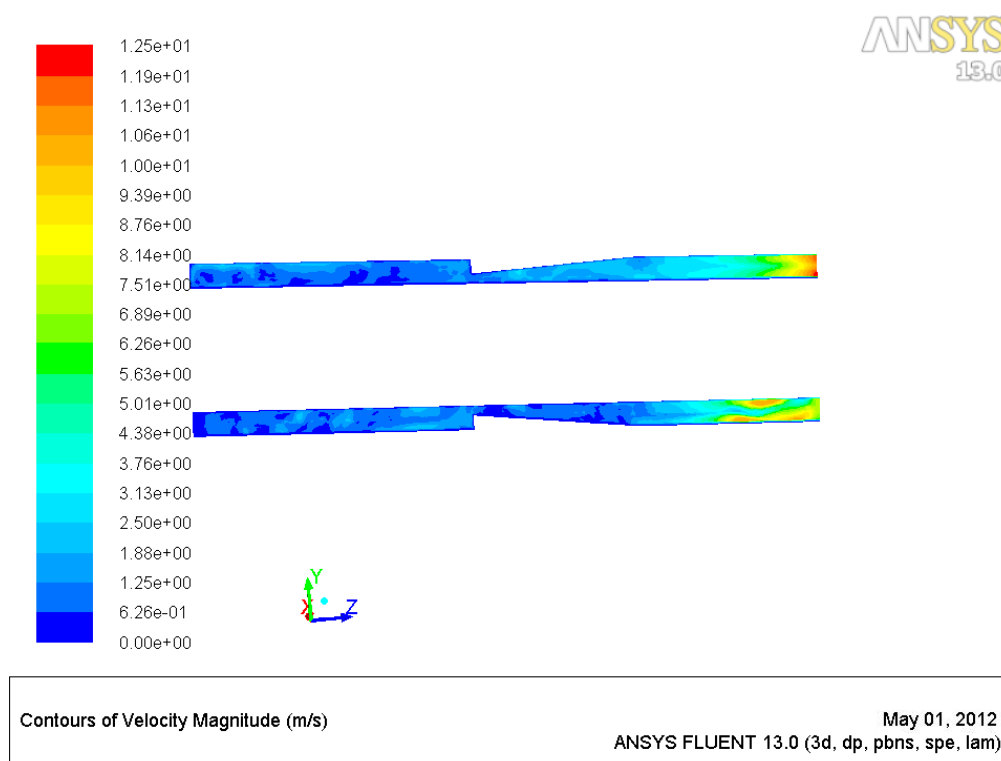
proudí do slepého úseku, kde dochází k jejich otočení a proudění zpět, rychlost v této části klesá pod  $1 \text{ m.s}^{-1}$ .



Obr. 4.8 Vyhodnocení statického tlaku v podélném řezu

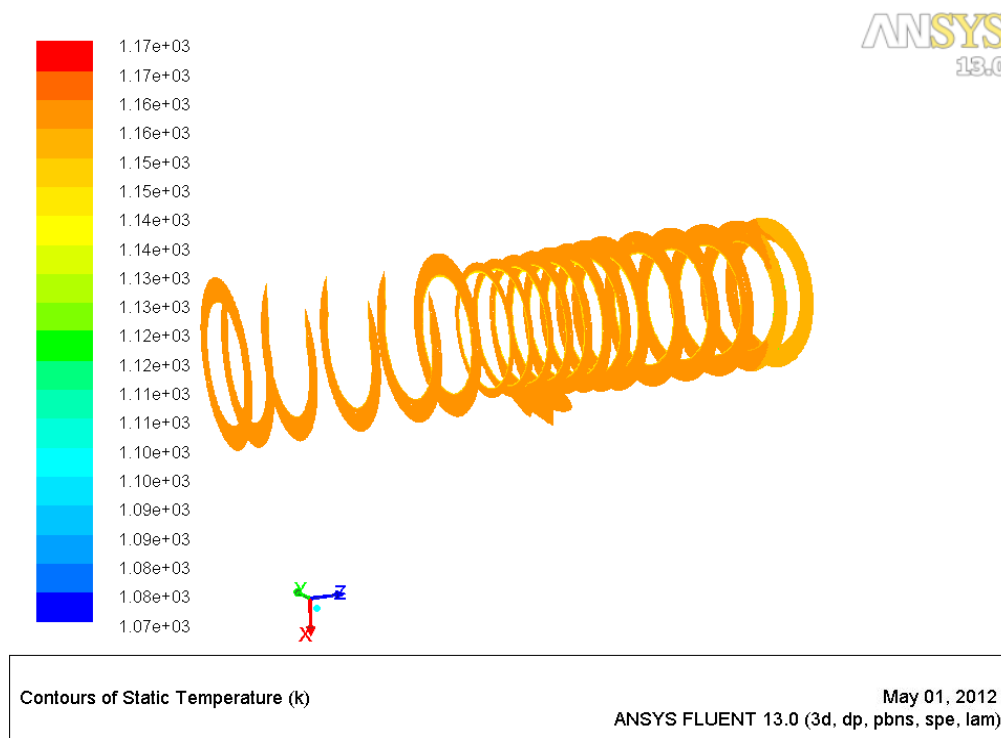


Obr. 4.9 Vyhodnocení rychlostí v příčných řezech

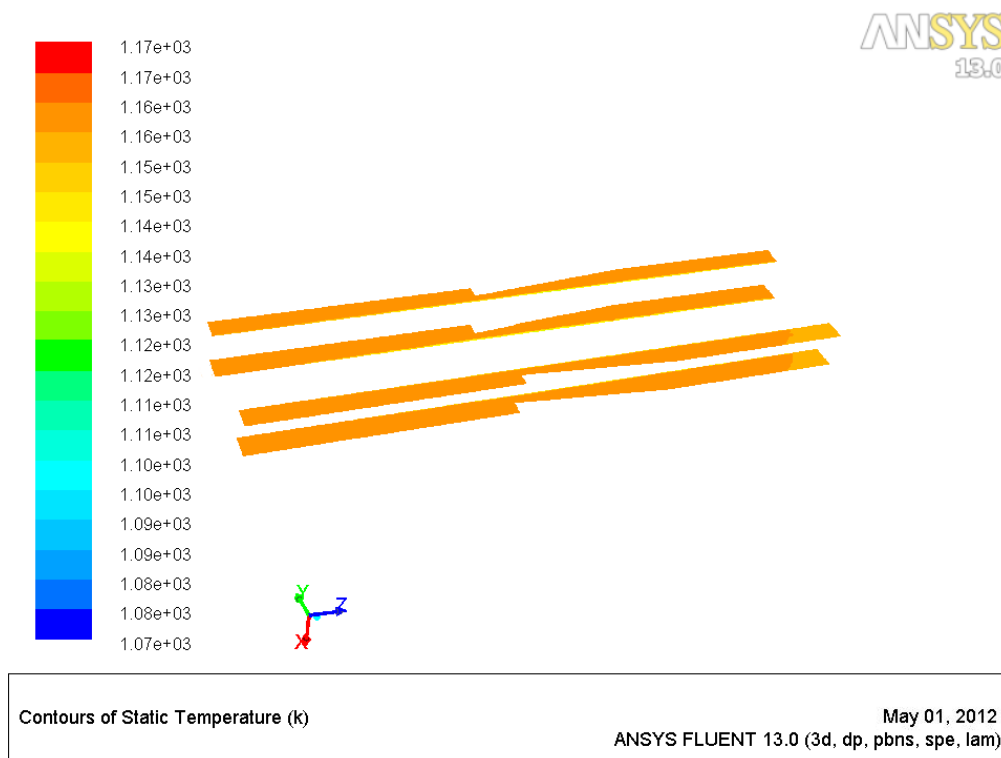


Obr. 4.10 Vyhodnocení rychlostí v podélném řezu

Vyhodnocení teploty v jednotlivých řezech je uvedeno na Obr. 4.11 (příčné řezy), resp. Obr. 4.12 (podélné řezy). V oblasti blízké stěně retorty je teplota nižší, způsobená tepelným tokem do retorty. Teplota se po délce retorty výrazně nemění, mírně klesá až ke konci sledovaného prostoru. Teplota se pohybuje v rozmezí 870 - 880 °C.

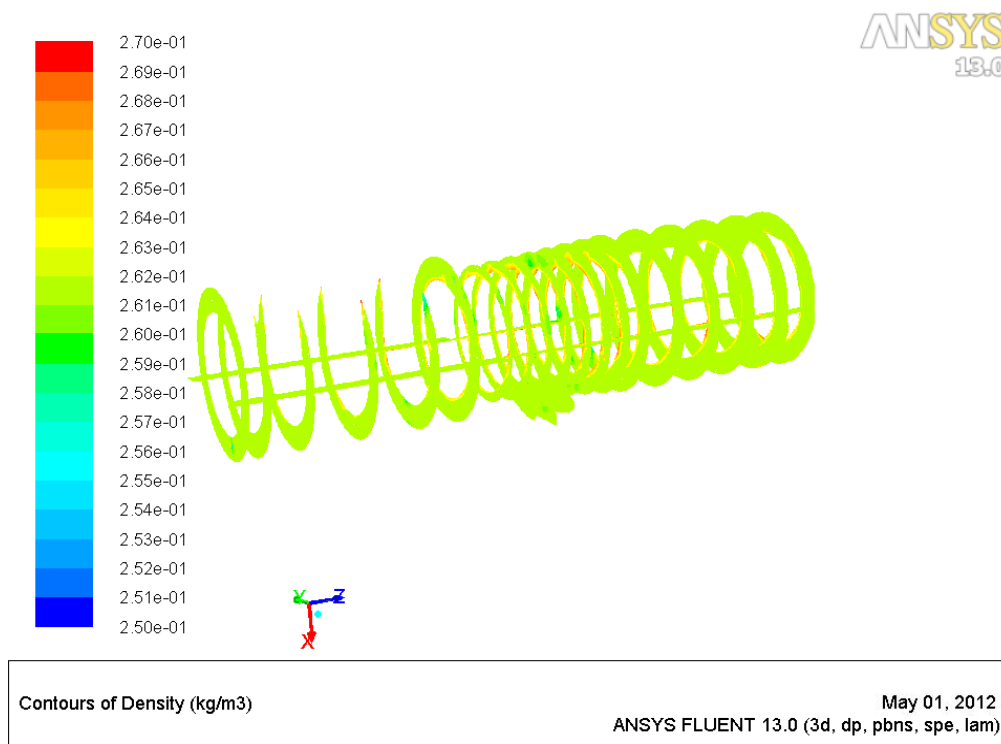


Obr. 4.11 Vyhodnocení rychlostí v příčných řezech



Obr. 4.12 Vyhodnocení teploty v podélných řezech

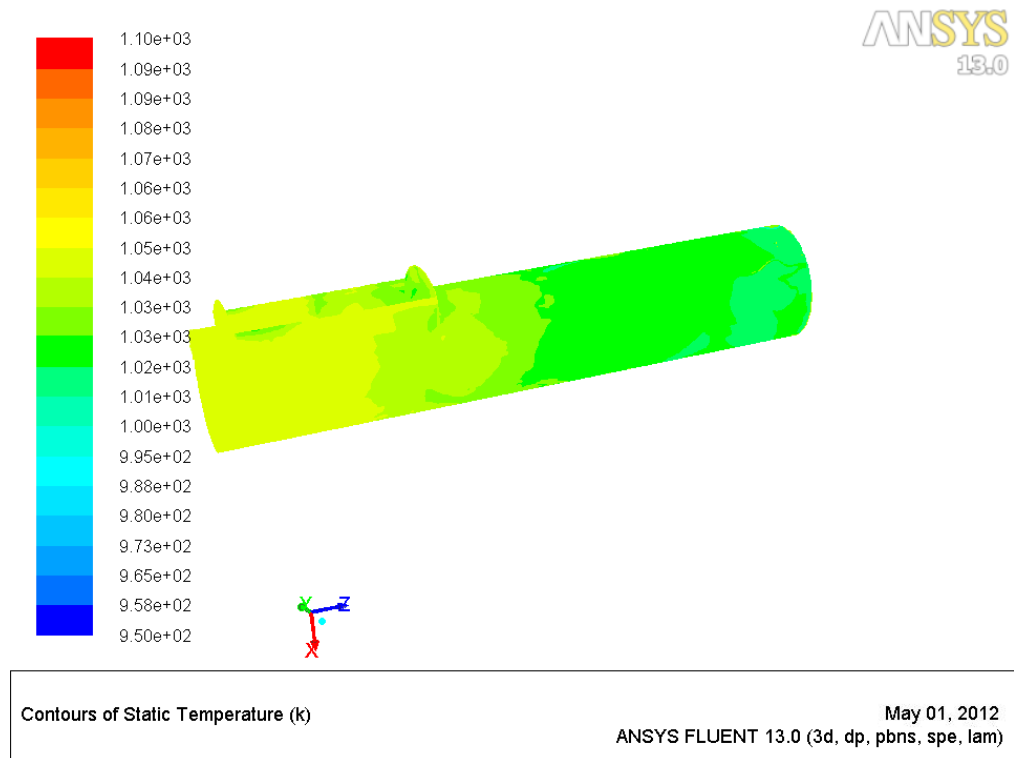
Na Obr. 4.13 je vyobrazen průběh hustoty spalin po délce retorty v jednotlivých příčných řezech. Hustota se výrazně nemění, pouze u vrstvy přilehlé k ploše retorty (nejvýrazněji pak v úseku 1. části) dochází k mírnému zvýšení hustoty spalin, které je dáno ochlazením spalin způsobeným tepelným tokem do retorty.



Obr. 4.13 Vyhodnocení hustoty spalin v příčných řezech



Teploty na stěně retorty jsou uvedeny na Obr. 4.14. Tyto teploty se pohybují v rozmezí 750 - 780 °C. V levé části prostoru (prostor nasyvky) dochází k lokálnímu zvýšení teploty vlivem malého tepelného toku (minimální rychlost spalín) do retorty v této části. V oblasti kde již spaliny proudí normální rychlostí (cca 4-5 m.s<sup>-1</sup>) je již teplota stěny retorty vyrovnanější (cca 750 °C).



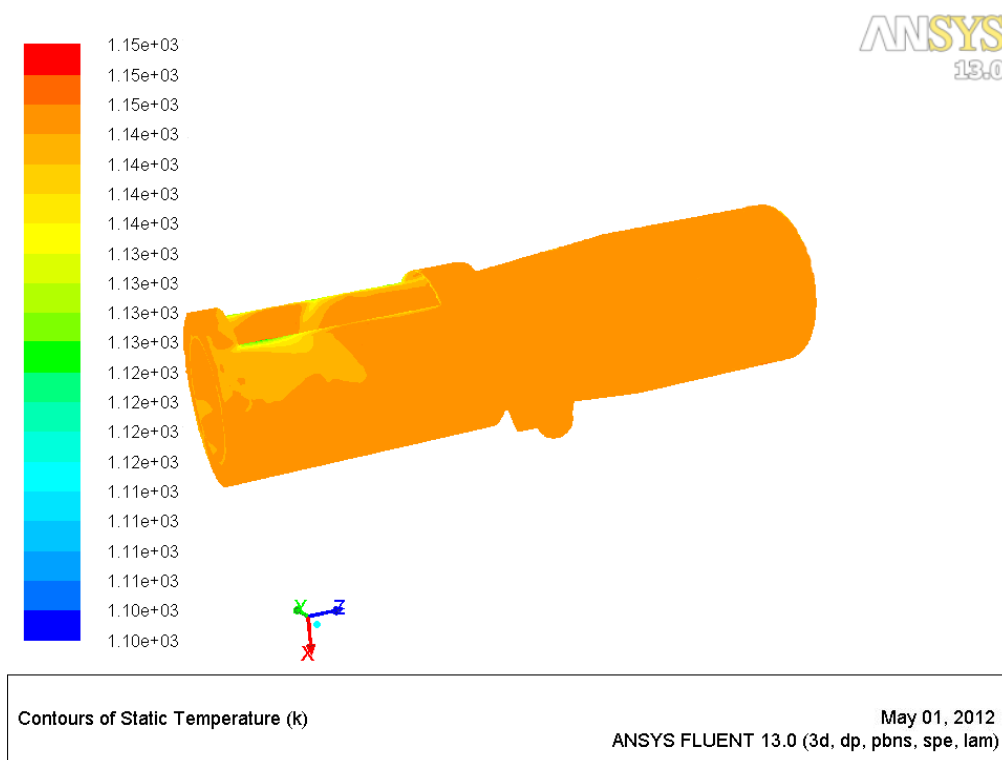
Obr. 4.14 Vyhodnocení teploty na povrchu retorty

Teploty na stěně pláště jsou uvedeny na Obr. 4.15. Teploty jsou téměř konstantní, mění se pouze minimálně a to v řádu jednotek. Nižší teplota (o cca 10 °C) je pouze v přední horní části nasyvky, to je způsobeno nedostatečným prouděním spalín v tomto prostoru a také tím, že se zde stýkají stěny (retorta a plášť), kterými dochází k vedení tepla. Výslednou teplotu stěny pláště stanovují 870 °C.

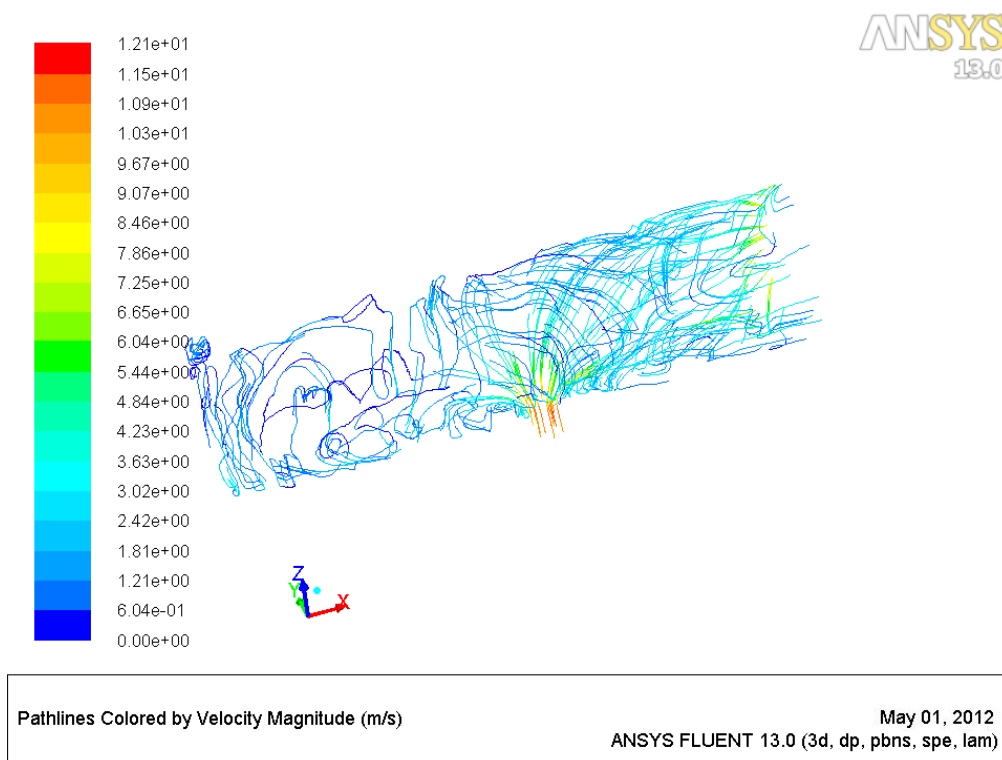
Na Obr. 4.16 jsou zobrazeny trajektorie částic při průchodu prostorem sledované části pyrolýzní pece. Z obrázku je patrné, že tok spalín směřuje k výstupní ploše po levé podélné straně pyrolýzní pece. Pravou stranou dochází k částečnému zpětnému proudění spalín z navazujícího prostoru. Část proudu se odděluje od hlavního toku a směřuje do prostoru nasyvky, kde tyto spaliny proudí malou rychlostí a nahodilými směry. Tato část spalín je poté strhávána proudem vystupujícím z usměrňovacího kanálu a postupuje spolu se zbytkem částic do další části. Tímto způsobem jsem zjistil, jak dochází k proudění spalín v prostoru nasyvky.

Vyhodnocení vektorů rychlostí částic při průchodu prostorem modelu je uvedeno na Obr. 4.17. Z tohoto obrázku je patrné, jakou dráhou směřuje proud spalín do následující části. Detail vstupu částic do prostoru komory je na následujícím obrázku.

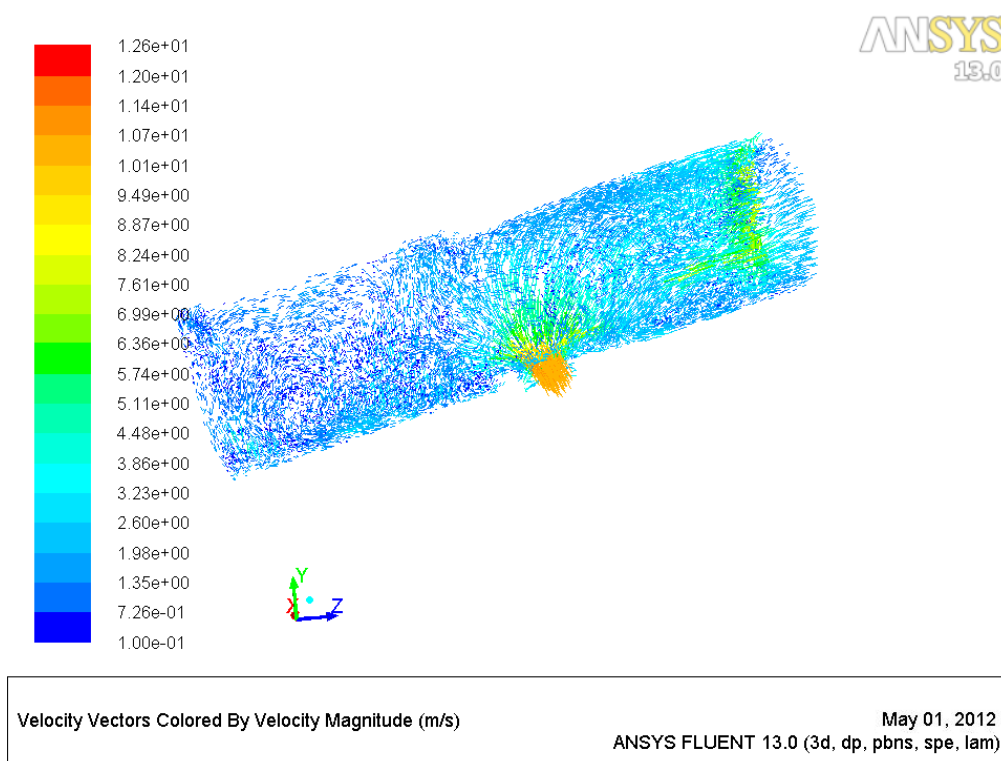
Obr. 4.18 – pohled A (pohled po směru vstupu spalin) a pohled B (pohled proti směru vstupu spalin).



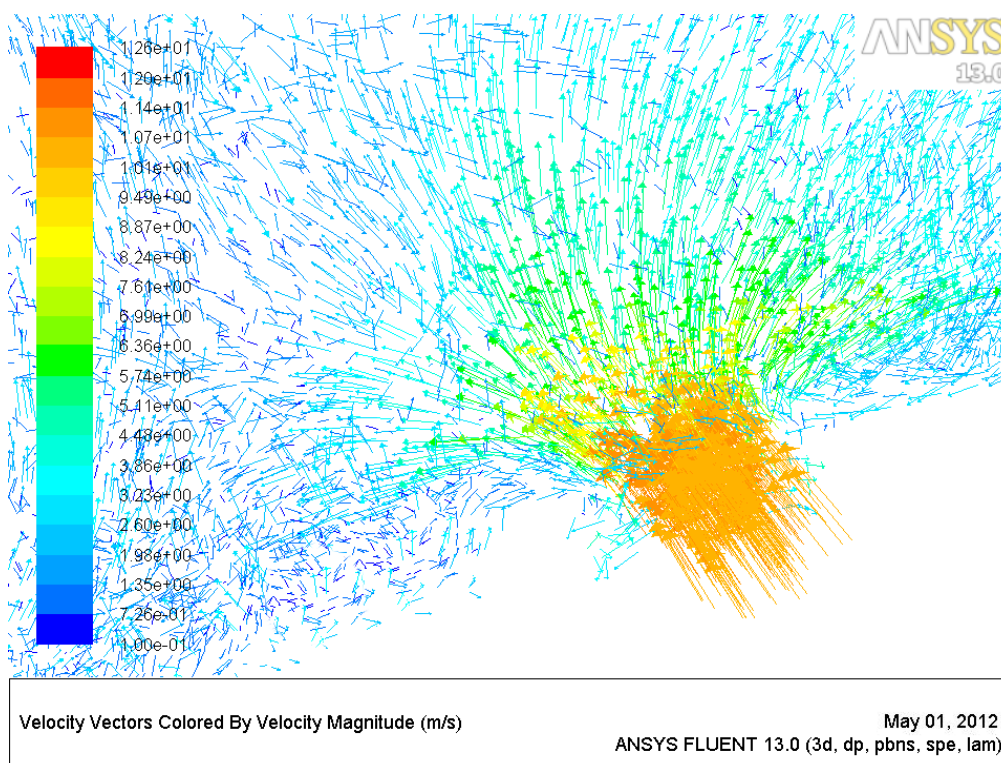
Obr. 4.15 Vyhodnocení teploty na povrchu pláště



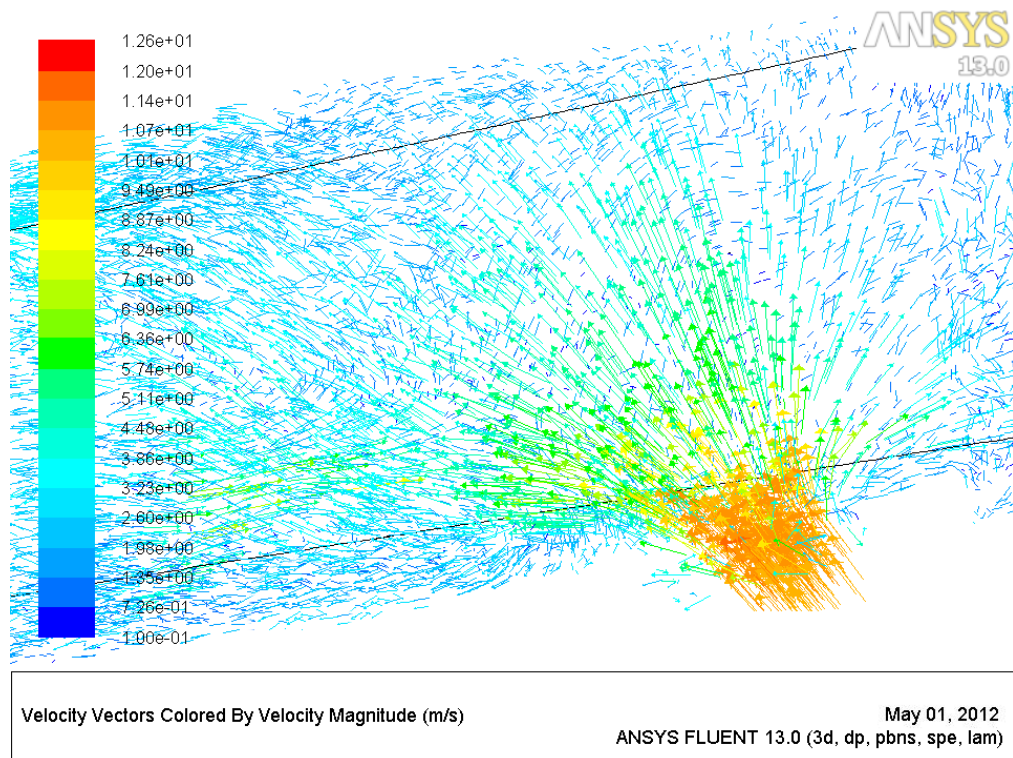
Obr. 4.16 Zobrazení trajektorie částic – obarvené dle rychlosti



Obr. 4.17 Vektorové vyhodnocení rychlostí částic proudu spalin



Obr. 4.18 Detail vstupu proudu plynu do prostoru komory – pohled A



Obr. 4.18 Detail vstupu proudu plynu do prostoru komory – pohled B

Výsledky numerické simulace lze považovat za přesnější v porovnání s výsledky analytického výpočtu. Celkové předané teplo do retorty v prostoru násypky, 1. a 2. části vychází pomocí výsledků simulace 1220 W (použití funkce *Reports>Wall fluxes>Total Heat Transfer*), teplo předané do okolí (tepelná ztráta) plochou pláště je 345 W. Potřebné teplo pro ohřátí materiálu na požadovanou teplotu je však dle předpokladu v tomto prostoru 1446 W. Na základě takto dosažených výsledků lze tedy stanovit závěr, že navržené řešení nevyhovuje a nedojde tak k dostatečnému ohřátí materiálu. Rozdíl mezi výsledky analytické metody (předané teplo 1934 W v dané části) a numerické metody (předané teplo 1220 W) je 714 W, což dělá 37 % z celkového přeneseného tepla. Výsledky se liší převážně z důvodu nepřesnosti analytického výpočtu a zavedením určitých zjednodušení. Zejména se jedná o předané teplo do retorty v prostoru násypky. Můžu tedy říci, že uvažované zjednodušení analytického výpočtu, že pro ohřev násypky dojde k použití 10 % toku spalin, nebyl správný. Dle dosažených výsledků se v prostoru násypky pohybují spaliny minimální rychlostí (snížení součinitele přestupu tepla konvekcí) a nedochází tedy k předání takového tepla do retorty, jaké jsem v analytickém výpočtu předpokládal. Také proudění v 1. části neodpovídá předchozímu předpokladu, tedy že spaliny v 1. části budou rotovat kolem retorty. Z Obr. 4.16 je patrné, že spaliny v této části nerotují kolem retorty, pouze změni svůj směr proudění a vstupují do navazující části. Oproti výsledkům analytické metody také nedojde k takovému vychlazení spalin po délce retorty, jak jsem dle analytického výpočtu určil. Teplota spalin na výstupu z 2. části je dle Obr. 4.11 přibližně 877 °C, což je rozdíl oproti výsledku analytického výpočtu přibližně o 6% ( $t_{sp,OUT,2C} = 838$  °C).

## 5. KONSTRUKČNÍ NÁVRH SPALOVACÍ KOMORY

### Návrhy změny tvaru a konstrukce spalovací komory

Na základě dosažených výsledků simulace proudění vyhodnocuji konstrukci komory jako vyhovující. Průběhy vektorů rychlostí částic (Obr. 4.17) ani trajektorie částic (Obr. 4.16) nikde během svého průchodu prostorem komory výrazně nemění svou rychlost a směr (mimo specifický pohyb spalin v prostoru násypky) a lze tak předpokládat, že jejich pohyb nebude ničím narušen (nevhodně provedený usměrňovací kanál, plochy umístěné kolmo na vektory rychlostí, atd.). Stejně tak nedochází v místech pláště spalovací komory k výrazným teplotním rozdílům a nepředpokládám tak zvýšené teplotní a mechanické namáhání materiálu. Při najíždění jednotky ze studeného stavu ovšem může vznikat problém se špatným nahříváním přírub spalovací komory. Plášť komory je z materiálu tloušťky 6 mm a jeho nahřátí tak proběhne poměrně rychle. Příruby pláště komory jsou tlusté 10 mm, jsou tak poměrně široké a jejich nahřátí může trvat mnohem delší dobu. Tím pádem bude v materiálu docházet k velkému pnutí, které se může projevovat praskáním právě v místech přírub. Tento problém se u zahřáté komory nebude projevovat, neboť u jednotky je použita dostatečná izolace a teplotní rozdíly na jednotlivých částech spalovací komory nebudou velké. Jednotka ovšem slouží jako laboratorní a lze tak předpokládat její časté odstavování a najíždění ze studeného stavu. Proto navrhu pro plášť komory konstrukční úpravu, která bude spočívat ve vytvoření dilatačních drážek na vnějším obvodu přírub. Jedná se o tzv. uzavřené dilatační drážky, na jejichž konci se nachází odvrtný otvor, tak aby bylo zabráněno vzniku trhliny v místech konce drážky (nejvíce namáhané místo). Drážky budou provedeny jak na spodní tak na vrchní části spalovací komory. Provedení drážek spolu s jejich umístěním je uvedeno na výkresech spodního (Příloha [A]) a horního (Příloha [B]) dílu spalovací komory. Sestava celé Laboratorní jednotky WASTECH je uvedena v Příloze [C].

Jestliže komora vyhovuje po stránce konstrukčního provedení, po stránce tepelného návrhu již komora na základě výsledků analytického i numerického výpočtu nevyhovuje, neboť dle těchto výpočtů nedojde k dostatečnému předání tepla potřebného pro ohřátí materiálu na požadovanou teplotu ve sledovaných úsecích. Proto se ve svém návrhu budu věnovat možným úpravám celé koncepce nahřívání pyrolýzní pece. Na základě dosažených výsledků můžu stanovit závěr, že parametry navrženého hořáku pro ohřev materiálu nestačí. Jedná se především o maximální teplotu spalin, která je u tohoto hořáku ovlivněna použitím hořákového deflektoru. U současného hořáku je použit deflektor, který umožňuje dosáhnout maximální teploty spalin 950 °C. Tuto hodnotu ještě snižuji (na základě měření provedené fa. Arrow Line). Tato vstupní teplota nedostačuje k ohřátí materiálu (neostatečné teplo předané v jednotlivých částech), proto se budu v následujícím návrhu zabývat možností zvýšení teploty spalin na vstupu do prostoru pyrolýzní pece, tak abych zaručil předání dostatečného tepla potřebného pro ohřátí materiálu.

### Návrhy změny deflektoru hořáku

Použitím jiného deflektoru hořáku je možno dosáhnout vyšší teploty spalin. Výrobce hořáku v produktovém listu [3] uvádí max. teplotu spalin při použití deflektoru Silicon Carbide Tube 1370 °C. Maximální teplotu spalin ovšem musím volit s ohledem na maximální dovolenou teplotu materiálu. U jednotky je použitý materiál (pro retortu i plášť) chromniklová ocel 17 255, dle [12] je maximální dovolená teplota tohoto materiálu 1100 °C. Proto volím teplotu spalin  $t_{sp,IN} = 1100$  °C. Teplotu spalin volím stejnou jako max. dovolenou teplotu materiálu, předpokládám totiž nižší teplotu stěny pláště a retorty než teplota proudu spalin (nedojde k překročení dovolené teploty stěny). Tato teplota se na hořáku dosáhne vhodnou volbou přebytku vzduchu.

Pro výpočet navrhovaného řešení použiji vypracovaný program (použitý pro analytický výpočet). Z obsahových důvodů uvádím již pouze dílčí výsledky pro jednotlivé části. Opět budu vyhodnocovat, zda dojde k dostatečnému předání tepla pro ohřev materiálu na požadované teploty ve sledovaných úsecích.

Teplo odebrané materiálem v úsecích spolu s teplotou materiálu na konci části budu uvažovat stejné jako při analytickém výpočtu (Tab. 3.2). Musím ovšem znovu stanovit teplotu spalin na výstupu z prostoru pyrolýzní pece. Teplotu spalin na výstupu z jednotky určím pomocí tepelné bilance - rovnice (3.5). Hodnota tepla odebraného materiálem  $\dot{Q}_m = 2,939$  kW, určeno dle (3.3). Z rovnice tepelné bilance vyjádřím předběžnou teplotu na výstupu z jednotky. Parametry spalin určuji pro odhadnutou střední teplotu spalin  $t_{str,odhad} = 1000$  °C.

$$t_{sp,OUT,predbezna} = t_{sp,IN} - \frac{\dot{Q}_m}{\dot{V}_{sp} \cdot \rho_{sp} \cdot c_{p,sp}} \quad t_{sp,OUT,predbezna} = 959 [^{\circ}C] \quad (5.1)$$

$$t_{str,prepocet} = \frac{t_{sp,OUT,predbezna} + t_{sp,IN}}{2} \quad t_{str,prepocet} = 1030 [^{\circ}C] \quad (5.2)$$

Provedu přepočet střední teploty dle rovnice (5.2). Střední teplota se oproti odhadu změnila o 30 °C, provedu tedy iterační přepočet teploty spalin na výstupu dle rovnice (5.1). Výsledná teplota je po provedení iteračního přepočtu  $t_{sp,OUT} = 960$  °C. Rozdíl mezi předběžnou teplotou a výslednou je 1 °C, proto již není zapotřebí provádět další iterační přepočet. Opět budu počítat s lineárním poklesem teploty po délce retorty. Dle rovnice (5.3) vypočítám průměrný pokles teploty spalin na 1 m délky retorty. Celkovou délku retorty a jednotlivých částí jsem určil dle [2]. Rovnice (5.4) uvádí příklad výpočtu teploty spalin na konci 2. části. Pro výpočet koncové teploty v dalších částech jsem použil stejný princip výpočtu. V Tab. 5.1 jsou uvedeny délky jednotlivých částí spolu s předběžně určenou teplotou spalin v daném úseku.

Průměrný pokles teploty spalin na 1 m délky retorty

$$t_{sp,pokles} = \frac{t_{sp,IN} - t_{sp,OUT}}{l_{1.cast} + l_{2.cast} + l_{3.cast}} \quad t_{sp,pokles} = 56 [^{\circ}C \cdot m^{-1}] \quad (5.3)$$

Příklad výpočtu teploty na konci 2. části.

$$t_{sp,2,cast} = t_{sp,IN,2cast} - (t_{sp,pokles} \cdot l_{2,cast}) \quad t_{sp,2,cast} = 1052 [^{\circ}\text{C}] \quad (5.4)$$

	Velikost úseku [mm]	Teplota na konci části [°C]
<b>0. ČÁST</b>	670	1063
<b>1. ČÁST</b>	402	1078
<b>2. ČÁST</b>	448	1052
<b>3. ČÁST</b>	1652	960
<b>4. ČÁST</b>	495	933

Tab. 5.1 Výsledky výpočtu teploty spalin v jednotlivých částech

Výsledky sledovaných veličin pro 1. část dosažené po iteračním přepočtu jsou uvedeny v Tab. 5.2. Při srovnání výsledku celkového tepelného výkonu ze spalin  $\dot{Q}_{VYS,1C} = 0,995 \text{ kW}$  s potřebným tepelným výkonem  $\dot{Q}_{POTŘ,1C} = 0,586 \text{ kW}$  dodaným do materiálu (dle Tab. 3.2) můžu stanovit závěr, že v úseku 1. části dojde k dostatečnému předání tepla z proudu spalin do zpracovávaného materiálu. Tato část tedy po stránce tepelného výpočtu vyhovuje.

Veličina	$\alpha_{sp,1C}$ [W.m <sup>-2</sup> .K <sup>-1</sup> ]	$\alpha_{sp,SAL,1C}$ [W.m <sup>-2</sup> .K <sup>-1</sup> ]	$k_{1C}$ [W.m <sup>-2</sup> .K <sup>-1</sup> ]	$q_{1C}$ [W.m <sup>-2</sup> ]	$\dot{Q}_{VYS,1C}$ [kW]	$t_{STE,1C}$ [°C]	$t_{sp,OUT,1C}$ [°C]
<b>Hodnota</b>	12,38	3,63	3,182	2717	0,995	888	1049

Tab. 5.2 Výsledné hodnoty sledovaných veličin – 1. část

Teplotu na vstupu do 2. části stanovím dle vypočtené teploty na výstupu z 1. části, tzn.  $t_{sp,IN,2C} = t_{sp,OUT,1C} = 1049 \text{ }^{\circ}\text{C}$ . Dosažené výsledky jsou uvedeny v Tab. 5.3. Jedná se o konečné výsledky pro daný úsek (po provedení iteračních přepočtů). Při srovnání výsledku celkového tepelného výkonu ze spalin  $\dot{Q}_{VYS,2C} = 0,796 \text{ kW}$  s potřebným tepelným výkonem dodaným do materiálu  $\dot{Q}_{POTŘ,2C} = 0,586 \text{ kW}$  (dle Tab. 3.2) můžu stanovit závěr, že tato část po stránce tepelného výpočtu vyhovuje.

Veličina	$\alpha_{sp,2C}$ [W.m <sup>-2</sup> .K <sup>-1</sup> ]	$\alpha_{sp,SAL,2C}$ [W.m <sup>-2</sup> .K <sup>-1</sup> ]	$k_{2C}$ [W.m <sup>-2</sup> .K <sup>-1</sup> ]	$q_{2C}$ [W.m <sup>-2</sup> ]	$\dot{Q}_{VYS,2C}$ [kW]	$t_{STE,2C}$ [°C]	$t_{sp,OUT,2C}$ [°C]
<b>Hodnota</b>	7,18	5,43	3,003	2074	0,796	850	1010

Tab. 5.3 Výsledné hodnoty sledovaných veličin – 2. část

Při výpočtu 3. části stanovím teplotu na vstupu -  $t_{sp,IN,3C} = t_{sp,OUT,2C} = 1010 \text{ }^{\circ}\text{C}$ .

Výsledné hodnoty sledovaných veličin po provedení iteračních přepočtů jsou uvedeny v Tab. 5.4. Na základě hodnoty celkového tepelného výkonu  $\dot{Q}_{VYS,3C} = 1,979 \text{ kW}$  ze spalin a celkového potřebného tepelného výkonu  $\dot{Q}_{POTŘ,3C} = 1,466 \text{ kW}$  pro ohřátí materiálu (dle Tab. 3.2) můžu stanovit závěr, že v 3. části dojde k dostatečnému předání tepla z proudu spalin do zpracovávaného materiálu.

Veličina	$\alpha_{sp,3C}$ [W.m <sup>-2</sup> .K <sup>-1</sup> ]	$\alpha_{sp,SAL,3C}$ [W.m <sup>-2</sup> .K <sup>-1</sup> ]	$k_{3C}$ [W.m <sup>-2</sup> .K <sup>-1</sup> ]	$q_{3C}$ [W.m <sup>-2</sup> ]	$\dot{Q}_{VYS,3C}$ [kW]	$t_{STE,3C}$ [°C]	$t_{sp,OUT,3C}$ [°C]
Hodnota	5,95	2,49	2,669	1099	1,979	819	916

Tab. 5.4 Výsledné hodnoty sledovaných veličin – 3. část

V 0. části předpokládám stejné proudění jako u analytického výpočtu (protiproudý výměník). Teplotu na vstupu -  $t_{sp,IN,0C} = t_{sp,IN,1C} = 1100 \text{ °C}$ . Výsledné hodnoty sledovaných veličin jsou uvedeny v Tab. 5.5. Na základě hodnoty celkového tepelného výkonu ze spalin  $\dot{Q}_{VYS,0C} = 0,650 \text{ kW}$  a celkového potřebného tepelného výkonu dodaného do materiálu  $\dot{Q}_{POTŘ,0C} = 0,293 \text{ kW}$  (dle Tab. 3.2) můžu stanovit závěr, že v 0. části dojde k dostatečnému předání tepla a tepelný výpočet je vyhovující. Teplota spalin na výstupu z části (návrat části spalin do prostoru 1. části) je nižší pouze o 9 °C a jedná se pouze o 10 % objemového toku spalin, proto budu předpokládat, že nedojde k výraznému ovlivnění teploty spalin pro ohřev dalších částí

Veličina	$\alpha_{sp,0C}$ [W.m <sup>-2</sup> .K <sup>-1</sup> ]	$\alpha_{sp,SAL,0C}$ [W.m <sup>-2</sup> .K <sup>-1</sup> ]	$k_{0C}$ [W.m <sup>-2</sup> .K <sup>-1</sup> ]	$q_{0C}$ [W.m <sup>-2</sup> ]	$\dot{Q}_{VYS,0C}$ [kW]	$t_{STE,0C}$ [°C]	$t_{sp,OUT,0C}$ [°C]
Hodnota	3,01	4,11	1,947	1137	0,650	842	1091

Tab. 5.5 Výsledné hodnoty sledovaných veličin – 0. část

Pomocí dosažených výsledků můžu provést závěrečnou tepelnou kontrolu alternativního návrhu nahřívání pyrolýzní pece. Vycházet budu z potřeby tepelného výkonu potřebného pro ohřátí zpracovávaného materiálu v jednotlivých částech jednotky. Celkový tepelný výkon předaný ze spalin do zpracovávaného materiálu vypočtu pomocí vztahu (5.5).

Tepelný výkon předaný ze spalin do materiálu ve všech uvažovaných částech

$$\dot{Q}_{VYS} = \dot{Q}_{VYS,0C} + \dot{Q}_{VYS,1C} + \dot{Q}_{VYS,2C} + \dot{Q}_{VYS,3C} \quad \dot{Q}_{VYS} = 4,42 \text{ [kW]} \quad (5.5)$$

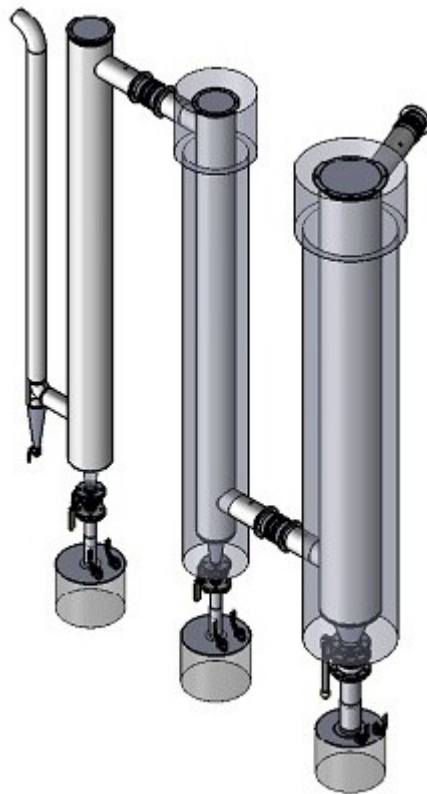
$$\text{Potřebný tepelný výkon } \dot{Q}_{POT} = \dot{Q}_m = 2,939 \text{ [kW]} \Rightarrow \dot{Q}_{POT} < \dot{Q}_{VYP}$$

Tepelný výkon při zvýšení teploty spalin na vstupu do jednotky je dostačující, hořák s použitím alternativního deflektoru tedy dle provedeného analytického přepočtu stačí na ohřátí materiálu na požadovanou teplotu.



## 6. NÁVRH MOŽNOSTÍ CHLAZENÍ PLYNU

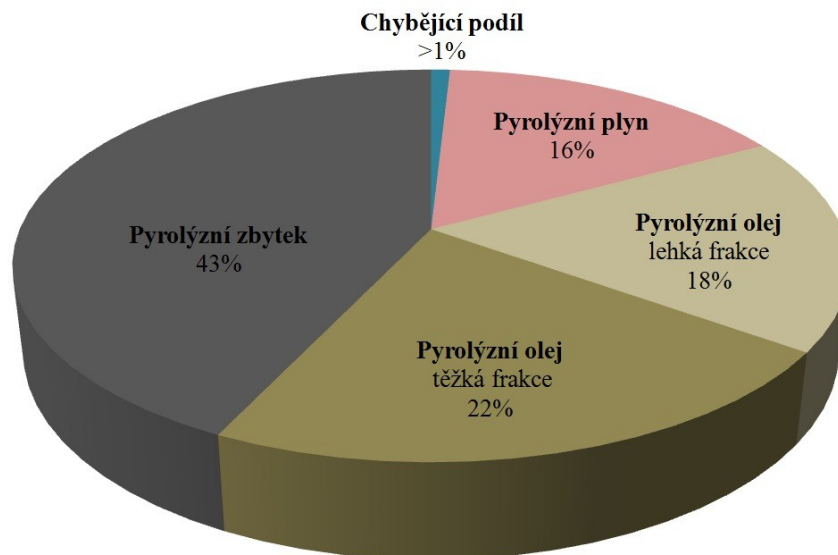
Pyrolýzní plyn odchází z jednotky o vysoké teplotě (teplota se odvíjí od teploty pyrolýzního procesu, cca 600 °C) a obsahuje odpařené kapalné produkty, které musejí následně zkondenzovat, aby došlo k oddělení plynné a kapalné frakce. Proto je plyn u současně realizované jednotky veden do soustavy tří chladičích věží. První chladič je tepelně regulovatelný pomocí plynového hořáku, teplota na výstupu je závislá na tom, v jakých teplotních polích se budou odebírat kapalné frakce. Druhý chladič je vzduchový a třetí chladič je vodní. Použitím tohoto systému je ovšem získáváno teplo z chlazení plynu v různých teplotních polích, v různých médiích a malých množstvích (ohřátý vzduch a voda o různých teplotách v malém množství vlivem použití tří rozdílných chladičů). Model současného chladiče je uveden na Obr. 6.1. Tento fakt výrazně komplikuje možnosti využití potenciálního tepla pyrolýzního plynu.



Obr. 6.1 Model současného chladiče pyrolýzního plynu

Zaměřím se tedy na návrh chladiče pyrolýzního plynu, který bude jako chladicí médium používat pouze jednu látku, v tomto případě vodu. Tato voda bude následně sloužit jako nízkopotenciální zdroj tepla pro účely ohřevu TUV, účely vytápění, popřípadě jiných technologií požadovaných investorem. Tímto optimalizačním řešením dojde k účelnému využití tepla pyrolýzního plynu a tím k zefektivnění celého provozu jednotky. Plyn bude také zchlazen na teploty umožňující jeho následné energetické využití. Při návrhu nejprve stanovím množství vzniklého plynu při zpracování daného

materiálu. Pro stanovení množství pyrolýzního plynu, které vznikne zpracováním daného materiálu, musím vycházet z výsledků měření provedených na testovací jednotce PyroMATIC. Uvažovaná laboratorní jednotka ještě nebyla uvedena do provozu a nejsou tedy dostupné žádné naměřené hodnoty. Dostupné výsledky z jednotky PyroMATIC však byly měřeny pro referenční palivo – hnědé uhlí. Pro nemocniční odpady (obsahují látky, plasty) ani složením podobné materiály zatím nebyly prováděny žádná měření a proto musím vycházet z hodnot naměřených pro hnědé uhlí. Pomocí dostupných dat zpracovaných z měření [14] jsem provedl zprůměrování výsledků jednotlivých měření. Na grafu 6.1 je zobrazen procentuální vznik jednotlivých pyrolýzních produktů vztažený na jednotku hmotnosti zpracovávaného materiálu. Chybějící podíl je způsoben nepřesností měření jednotlivých složek. Tento graf vychází z výsledkové tabulky měření, kterou jsem zpracoval za účelem vyhodnocení. Tabulka je uvedena v Příloze [F]. Hodnoty pro spotřebu zemního plynu na zpracování 1 kg uhlí a potřebný čas uvedené v této tabulce jsou v tomto případě zavádějící, neboť testovací zařízení PyroMATIC neodpovídá konstrukčním provedením uvažované laboratorní jednotce.



Graf 6.1 Procentuální vznik pyrolýzních produktů na jednotku hmotnosti

Na základě dosažených výsledků jsem došel k závěru, že na 1kg materiálu vznikne po proběhnutí pyrolýzního procesu a vychlazení plynu (kondenzace kapalných složek) přibližně  $0,16 \text{ m}^3$  pyrolýzního plynu,  $0,22 \text{ kg}$  těžké frakce pyrolýzního oleje a  $0,18 \text{ kg}$  frakce lehké a  $0,43 \text{ kg}$  tuhého pyrolýzního zbytku. Podklady, ze kterých jsem vycházel [14] byly zpracovány s předpokladem, že  $1 \text{ m}^3$  pyrolýzního plynu odpovídá hmotnosti zhruba  $1 \text{ kg}$ , tak aby odpovídala hmotnostní bilance materiálu (vstupů) a produktů (výstupů). Pomocí rovnice (6.1) určím předpokládané množství pyrolýzního plynu, kde je podíl vzniku pyrolýzního plynu označen jako  $x_{pp} = 0,16 \text{ m}^3 \cdot \text{kg}^{-1}$ . Z rovnice vyplývá, že při uvažované kapacitě  $\dot{m}_m = 10 \text{ kg} \cdot \text{h}^{-1}$  by vzniklo přibližně  $1,6 \text{ m}^3$  pyrolýzního plynu za hodinu. Na kolik by se množství plynu změnilo pro nemocniční odpad nelze stanovit,

neboť nejsou dostupné žádné výsledky měření. I tak je toto množství natolik malé, že není technicky ani ekonomicky možné pyrolýzní plyn využívat, nevypatí se tedy uvažovat o chlazení plynu za účelem jeho dalšího energetického využití (např. v mikroturbínách nebo kogeneračních jednotkách) a vzniklý plyn bude likvidován spalováním na polním hořáku mimo objekt haly.

Výpočet množství vzniklého plynu při uvažované hodinové kapacitě

$$\dot{V}_{PP} = \dot{m}_m \cdot x_{PP} \qquad \dot{V}_{PP} = 1,6 \left[ m^3 \cdot h^{-1} \right] \qquad (6.1)$$

Použití chladiče plynu za účelem získání nízkopotenciálního tepla a následné energetické využití pyrolýzního plynu je ekonomicky proveditelné až u jednotek s několikanásobně vyšší kapacitou zpracovávaného odpadu. Firma Arrow Line počítá do budoucna s vývojem jednotek ve výkonových řadách  $250 \text{ kg} \cdot h^{-1}$  a  $500 \text{ kg} \cdot h^{-1}$ . Množství vzniklého pyrolýzního plynu po kondenzaci kapalných složek při uvažované kapacitě jednotky  $\dot{m}_{m250\text{kg}} = 250 \text{ kg} \cdot h^{-1}$  jsem vypočetl pomocí rovnice (6.2). Toto množství již umožňuje ekonomicky plyn využívat, například spalovat plyn jako alternativní palivo pro ohřev pyrolýzní pece (viz. Kapitola 2.3) nebo využívat plyn při spalování v motoru kogenerační jednotky.

Výpočet množství vzniklého plynu při hodinové kapacitě  $250 \text{ kg} \cdot h^{-1}$

$$\dot{V}_{PP250\text{kg}} = \dot{m}_{m250\text{kg}} \cdot x_{PP} \qquad \dot{V}_{PP250\text{kg}} = 40 \left[ m^3 \cdot h^{-1} \right] \qquad (6.2)$$

Při případné realizaci takového chladiče u nové jednotky by výstupní teplota z výměníku neměla přesáhnout teplotu  $40 \text{ }^{\circ}\text{C}$  [13]. Při vyšší teplotě na vstupu do kogenerační jednotky dochází k nadměrnému teplotnímu namáhání armatur a řídicích jednotek, které se nejčastěji projevují poškozením membrán a tím jejich netěsnostmi.

Teplota chladicí vody na vstupu a výstupu by byla závislá na zvoleném teplotním spádu. Jako vhodný volím teplotní spád 75/50 (tzn. výstupní teplotu vody z výměníku  $t_{W,OUT} = 75 \text{ }^{\circ}\text{C}$ , vstupní teplota vody do výměníku  $t_{W,IN} = 50 \text{ }^{\circ}\text{C}$ ). Jedná se o optimální teplotní spád pro otopné soustavy [10], zejména s ohledem na Vyhlášku 194/2007Sb. stanovující maximální teplotu v topné větvi rozvodu s nucenou cirkulací  $75 \text{ }^{\circ}\text{C}$ .

Konstrukční provedení výměníku bych volil jako kazetové, tzn., že by jednotlivé svazky byly rozděleny do dvou identických sekcí. Výhodou tohoto provedení by byla možnost používat pouze jednu ze dvou sekcí (použití principu bypassu jedné sekce), v závislosti na množství vznikajícího pyrolýzního plynu. Toto množství je ovlivněno složením odpadu a také řízením pyrolýzního procesu.

Problémem při chlazení pyrolýzního plynu je ovšem kondenzující kapalná složka. Během chlazení plynu začínají přibližně kolem teploty plynu  $300 \text{ }^{\circ}\text{C}$  kondenzovat první odpařené kapalně frakce. Navíc se tyto frakce nacházejí ve dvou různých hustotách, v podobě těžké a lehké frakce. Konstrukce takového výměníku by tedy musela umožňovat oddělení obou frakcí (každé zvlášť) a dochlazení plynu na požadovanou výstupní teplotu. Ve své práci se však z obsahových důvodů nebudu věnovat bližšímu návrhu chladiče pyrolýzního plynu.

## 7. NÁVRH MOŽNOSTÍ VYUŽITÍ TEPLA SPALIN

Při návrhu využití zbytkového (odpadního) tepla spalin budu vycházet z faktu, že pro potřeby dekontaminace nemocničního odpadu se používá parní sterilizátor. Zaměřím se tedy na možnost využití tohoto tepla za účelem vytvoření syté páry, která bude následně použita v parním sterilizátoru (autokláv). Tím dojde k snížení nákladů na dekontaminaci a budou využity spaliny, které mají po výstupu z jednotky pořád ještě dostatečně velkou entalpii. Ve svém návrhu se zaměřím na výkonově vyšší jednotku (kapacita  $250 \text{ kg} \cdot \text{h}^{-1}$ ). Pro tuto jednotku plánuje fa. Arrow Line použití středně rychlostního hořáku Eclipse ratioAir – Heatpak Burners European Model RAHP, parametry jsem určil dle produktového listu výrobce hořáku [16]. Teplota spalin je opět  $950 \text{ }^{\circ}\text{C}$ . Množství vzniklých spalin při NP jsem určil dle rovnice (7.2). Toto množství již umožňuje, na rozdíl oproti spalinám z laboratorní jednotky, technicky a ekonomicky využívat takto vzniklou tepelnou energii, např. pro již zmíněnou výrobu páry.

Měrná spotřeba ZP při hodinové kapacitě  $250 \text{ kg} \cdot \text{h}^{-1}$

$$\dot{V}_{ZP250\text{kg}} = \frac{P_{P\dot{R}}}{Q_i^r} \quad \dot{V}_{ZP250\text{kg}} = 60 \left[ \text{m}^3 \cdot \text{h}^{-1} \right] \quad (7.1)$$

kde:  $P_{P\dot{R}}$  – příkon hořáku  $P_{P\dot{R}} = 600 \text{ kW}$ , určeno dle [16]  
 $Q_i^r$  – výhřevnost ZP  $Q_i^r = 35,95 \text{ MJ} \cdot \text{m}^{-3}$ , určeno dle [4]

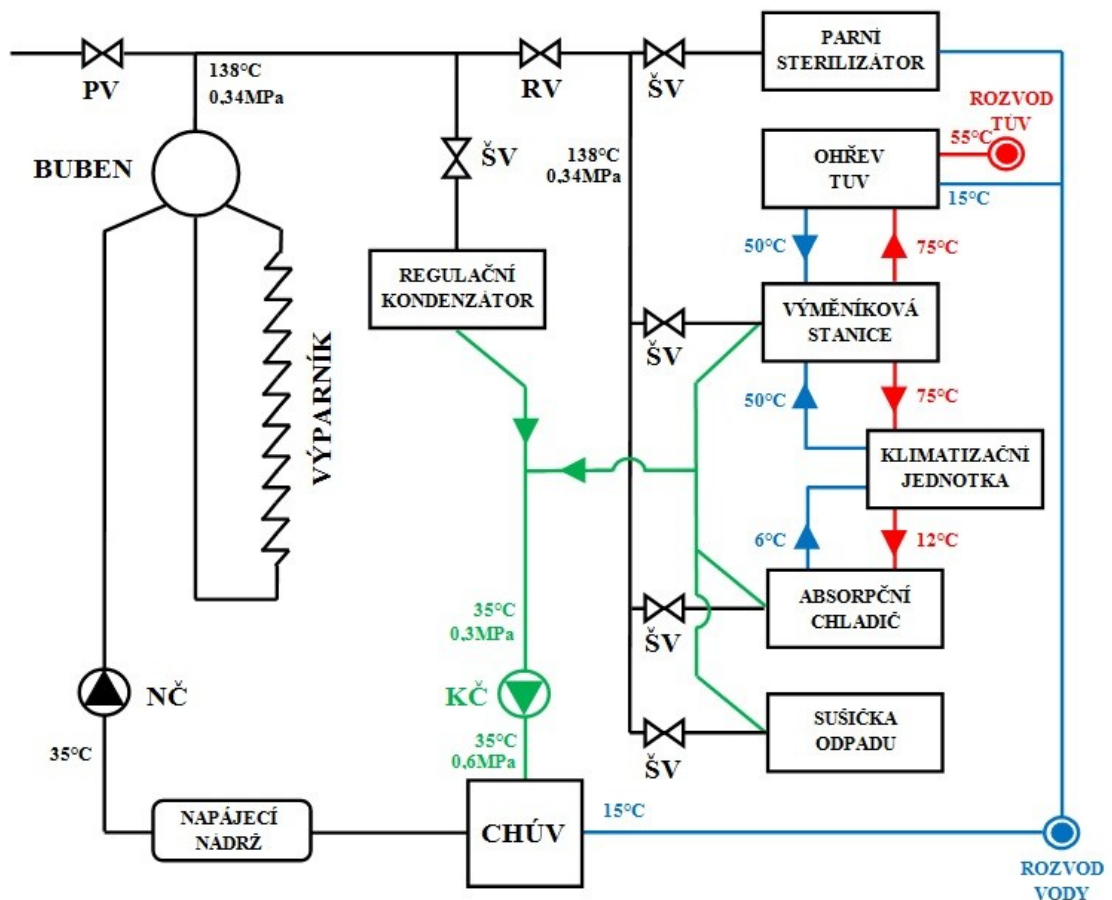
Objemový tok spalin při NP a hodinové kapacitě  $250 \text{ kg} \cdot \text{h}^{-1}$

$$\dot{V}_{sp,N} = V_{sp,sk}^v \cdot \dot{V}_{ZP250\text{kg}} \quad \dot{V}_{sp,N} = 777 \left[ \text{m}^3 \cdot \text{h}^{-1} \right] \quad (7.2)$$

kde:  $V_{sp,sk}^v$  – množství spalin skutečných vlhkých, určeno dle rovnice (3.18)

Pro potřeby parní sterilizace se využívá sytá pára o teplotě  $130\text{--}140 \text{ }^{\circ}\text{C}$  (dle [17]). Navrhuji tedy výstupní parametr teploty syté páry  $t_{spp} = 138 \text{ }^{\circ}\text{C}$ , dle parních tabulek (zdroj [7]) přiřadím této teplotě tlak syté páry  $p_{spp} = 0,34 \text{ MPa}$ . Použitím syté páry také nebude potřeba do systému zavést přehřívák páry, neboť pára bude již při výstupu z výparníku dosahovat požadovaných parametrů teploty a tlaku. Jako nejvhodnější typ výparníku pro tuto aplikaci volím bubnový výparník s přirozenou cirkulací. Tento systém je jednoduchý a nepřináší další provozní náklady (příkon čerpadla u systémů s nuceným oběhem). Systém má také dobrou samostabilizační schopnost, např. při poklesu teploty spalin nedochází k ovlivnění parametrů páry na výstupu, mění se pouze vyrobené množství páry. Do systému nebudu zavádět ani ohřívák vody, dnešní systémy již umožňují přivádět přímo do bubnu napájecí vodu o teplotě např.  $35 \text{ }^{\circ}\text{C}$ . Tím dojde ke snížení investičních nákladů. V systému ale musí být použita chemická úprava vody. Toto zařízení musí zaručit změkčení, alkalizaci i chemické odplynění. Předpokládám malý parní výkon, proto je ekonomicky výhodnější použití chemického principu odplynění oproti termickému. V případě nadbytku páry v odběrné větvi (nadvýroba, odstavení, popř. nekontinuální provoz parního sterilizátoru) může být přebytečná pára

použita pro potřeby vytápění a ohřevu vody v předávacích (výměňkových) stanicích. Vzniká tak paro-kondenzátní oběh, do kterého se bude doplňovat takové množství vody, které odpovídá spotřebě páry v sterilizátoru. Další výhodou takového systému je, že umožňuje využít vyrobenou páru i v letních měsících (klesá odběr páry pro účely vytápění) použitím absorpčního kompresorového klimatizačního chladiče. Pára tak může být využita pro účely výroby chladu a nebude tak docházet k jejímu maření při případné nadvýrobě v letních měsících. Celý systém ještě obsahuje klimatizační jednotku (jednotky), která umožňuje ohřev, chlazení a úpravu vzduchu pro klimatizaci vnitřního prostoru objektu. Schéma navrženého parovodního systému je na Obr. 7.1. U jednotlivých součástí systému se snažím uvádět jedno reálné zařízení, které by dle dostupných údajů mělo být vhodné pro předběžně určené provozní parametry. Jedná se o ověření, že na trhu lze poptávat dostupné technologie a v případě realizace by bylo možné koupit u dodavatele již hotové zařízení na požadované parametry. Ve výsledku nemusí být použit systém tak, jak je navržen na Obr. 7.1. Až na základě bilančního výpočtu bude možné určit množství vyrobené páry a tak stanovit množství páry pro ostatní spotřebiče (systém je navrhován primárně pro potřeby parního sterilizátoru, až v případě nadbytku páry je možné uvažovat o jejím použití v ostatních spotřebičích odběrné sítě).



Obr. 7.1 Schéma parovodního systému

### Parní sterilizátor

Jedná se o zařízení určené k dekontaminaci nemocničního odpadu před jeho vstupem do pyrolýzní jednotky. Pro hodinovou kapacitu  $250 \text{ kg}\cdot\text{h}^{-1}$  se jedná již o velké parní průmyslové sterilizátory s objemem dekontaminační komory pětset až několik tisíc  $\text{m}^3$ , které lze buď připojit na přívod napájecí vody a k výrobě páry je použit elektrický ohřev (neekonomický provoz zvláště u větších průmyslových sterilizátorů), nebo je lze připojit na externí rozvod páry o definovaných parametrech. Nejprve musím stanovit potřebný objem komory parního sterilizátoru pro uvažované množství zpracovávaného odpadu ( $\dot{m}_{\text{odpad}} = 250 \text{ kg}\cdot\text{h}^{-1}$ ). Průměrnou hodnotu hustoty nemocničního odpadu  $\rho_{\text{odpad}}$  jsem stanovil na základě měření, které jsem provedl na oddělení Chirurgické ambulance Bílovecké nemocnice a.s. dne 18.4.2012. Při měření jsem stanovil hmotnost plného 60 l pytle s odpadem vzniklým během provozu ambulance (jednalo se převážně o obvazový materiál a buničinu). Výpočet průměrné hustoty nemocničního odpadu je uveden na rovnici (7.3). Rovnice (7.4) slouží k výpočtu potřebného objemu sterilizační komory.

Výpočet průměrné hustoty nemocničního odpadu

$$\rho_{\text{odpad}} = \frac{m_{\text{pytel}}}{V_{\text{pytel}}} \quad \rho_{\text{odpad}} = 67 \left[ \text{kg}\cdot\text{m}^{-3} \right] \quad (7.3)$$

kde:  $m_{\text{pytel}}$  – váha pytle s odpadem určená měřením  $m_{\text{pytel}} \approx 4 \text{ kg}$   
 $V_{\text{pytel}}$  – objem pytle s odpadem  $60 \text{ l} \Rightarrow V_{\text{pytel}} = 0,06 \text{ m}^3$

Výpočet potřebného objemu sterilizační komory

$$V_{\text{komora}} = \frac{m_{\text{odpad}}}{\rho_{\text{odpad}}} \quad V_{\text{komora}} = 3,75 \left[ \text{m}^3 \right] \quad (7.4)$$

Potřebný objem sterilizační komory je tedy 3750 l. Jako vhodný typ předběžně volím **Sterivap HP 9618-2 FD**, který na český trh dodává prodejce **BMT Medical Technology s.r.o.** Toto zařízení o objemu komory 1260 l je možné připojit na externí zdroj páry (model FD), spotřeba páry je cca  $26 \text{ kg}\cdot\text{cyklus}^{-1}$ . Parametry zařízení jsem určil dle [18]. Pro dekontaminaci odpadu o hmotnosti 250 kg je potřeba použít 3 jednotky. Spotřeba páry na jeden cyklus při uvažované hmotnosti (použití 3 jednotek) je přibližně 80 kg ( $26 \text{ kg}\cdot\text{cyklus}^{-1}$  pro jedno zařízení). Dle produktového listu [18] jsem stanovil, že trvání jednoho cyklu při použití programu na zaručenou likvidaci prionu (infekční patogenní bílkovina, vysoká rezistence proti používaným postupům dezinfekce a sterilizace) je 60 minut. Spotřeba páry pro parní sterilizátor (3 jednotky) je tedy  $80 \text{ kg}\cdot\text{h}^{-1}$ .

### Předávací (výměňkové) stanice

Tyto stanice slouží k ohřevu vody pro topné účely, k ohřevu TUV, popř. kombinace ÚV/TUV. Na trhu se nachází řada výrobců, kteří jsou schopni dodávat tyto zařízení o požadovaných parametrech, proto nebudu přesně specifikovat daný typ.

Parametry teploty a tlaku páry na vstup, teplotu kondenzátu na výstupu, teplotní spády na straně ÚT a TUV jsou dodavatelé schopni plnit podle požadavků investora. Volba předávací stanice by tedy záležela převážně na cenových nabídkách jednotlivých dodavatelů (na základě výběrového řízení).

### **Absorpční kompresorový klimatizační chladíč**

Toto zařízení slouží k výrobě chladu (chladicí vody) za použití absorpčního principu chlazení. Na straně topného média je na vstupu pára a na výstupu kondenzát, na straně chlazeného média je to chladicí voda vedená do klimatizačních jednotek. Jako vhodné zařízení volím jednotku společnosti **Thermax, Inc.**, které dodává na český trh společnost **GB Consulting, s.r.o.** Jednotky se zařízením v širokém výkonovém spektru, tlak páry na vstupu 0,05 - 0,35 MPa. Teplotní spád chladicí vody 6/12 °C.

### **Klimatizační jednotka**

Slouží k vytápění a chlazení kanceláří, bytových a výrobních prostor. Typ a provedení klimatizační jednotky (jednotek) závisí na požadavcích a zvoleném druhu klimatizační technologie v uvažovaném objektu. Obecně se jedná buď o použití jedné centrální jednotky, nebo je použito více malých jednotek (buď pro každou místnost zvlášť, popř. jedna jednotka pro více místností). Vhodným zařízením může být např. **Klimatizační jednotka Flex-GEKO**, která je určena pro úpravu vnitřního klimatu v jednotlivých místnostech a dodává se v různých výkonových stupních. Pro ohřev vzduchu se používá topná voda s teplotním spádem např. 75/50, pro chlazení chladicí voda nebo chladivo o teplotním spádu 6/12.

### **Sušička odpadu**

Před vstupem materiálu do prostoru retorty je vhodné materiál co možná nejvíce vysušit. Do systému jsem tak zavedl sušičku odpadu, která bude využívat syté páry k ohřevu sušicího vzduchu. Na trhu existuje řada subjektů, které nabízejí vývoj a výrobu sušících zařízení podle potřeb zákazníka.

### **Nouzově – regulační kondenzátor**

Tento člen slouží k regulaci celého parovodního okruhu. Je-li množství páry odebírané spotřebiči shodné s výrobou páry ve výparníku, je tlak páry konstantní. Při snížení odběru páry vlivem výpadku, odstavení nebo regulace průtoku na spotřebičích (autokláv, výměňková stanice, atd...) dojde k nárůstu tlaku páry. Nadvýroba páry tedy musí být určitým způsobem regulována. Při zvýšení tlaku v odběrové síti se otevře škrtící ventil a v kondenzátoru dojde k maření přebytečné energie páry, tím se udržuje konstantní parametr tlaku páry v odběrové síti. Kondenzátory dodává např. fa. **ZVU POTEZ a.s.** a je schopná vyprojektovat a vyrobit jednotku podle parametrů požadovaných zákazníkem.

### **Napájecí nádrž**

Napájecí nádrž slouží k zajištění dostatečného průtoku vody ve výparníku.

## Buben

Buben slouží v systému k oddělení páry od parovodní směsi, tím je zaručena kvalita páry na výstupu z bubnu (její suchost). K tomu slouží separátor kapek, nejčastěji provedený jako žaluziový odlučovač. V bubnu se dále nachází vestavba, jejíž součástí je i přívodní kanál, který je vložený do prostoru bubnu nad hladinu. Buben bude koncipovat bez odluhu, protože je v oběhu použita chemická úpravna vody.

## Výparník

Jedná se o bubnový výparník s přirozenou cirkulací vody, který se skládá z varnic, zavodňovacích (spádových) trubek a příváděcích (vratných) trubek. Na výstupu z výparníku je sytá pára o požadovaných parametrech tlaku a teploty.

## CHÚV

Chemická úpravna vody slouží k úpravě kvality kotelní vody. V tomto případě musí navíc zajistit i chemické odplynění vody, protože v systému není použito termické odplynění. Vhodné zařízení nabízí fa. **AQUA product trade s.r.o.** Jedná se o Automatickou blokovou úpravnu vody **AUV 150/EM**. Zařízení zajišťuje kompletní úpravu kotelní vody v plně automatizovaném režimu. Chemické odplynění probíhá vlivem dávkování dezoxygenačního činidla, např. APT 80358 (stabilizační roztoku na bázi siřičitanu sodného). Aby byl materiál kotle chráněn před korozi, provádí se alkalizace vody dávkováním tekutého inhibitoru APT 80356 (na bázi fosforečnanů a dispergantů). Poslední úpravou je změkčování vody, které se provádí na Duplexních filtrech **AZF 150D1**. Zařízení navíc umožňuje automatické doplňování vody do systému dle aktuálních potřeb. Jak vratný kondenzát, tak voda doplňována do systému nesmí mít teplotu vyšší než 40°C a přetlak těchto médií se musí pohybovat v rozmezí 0,3-0,6 MPa. Rozsah, ve kterém dokáže zařízení fungovat je 0,1 - 1,5 m<sup>2</sup>.h<sup>-1</sup>. Katalogový list chemické úpravy vody je uveden ve zdroji [19]. Je nutno zmínit, že úpravna vody by musela být použita i při použití parního sterilizátoru s vlastním vyvíječem páry, protože výrobce parních sterilizátorů požaduje stanovenou kvalitu vody na vstupu do sterilizátoru.

## Ostatní zařízení

Jedná se o armatury sloužící k regulaci celého systému. Vytipování vhodných prvků jako jsou čerpadla (KČ, NČ), měřicí zařízení, pojistné ventily (PV), škrtící ventily (ŠV) a redukční ventil (RV), je závislé na parametrech použitých spotřebičů (autokláv, předávací stanice, atd.) a ve své práci se jejich bližšímu určení nebudu věnovat, neboť se jedná jen o rámcový návrh využití potenciálního tepla spalín.

### 7.1 Určení parametrů pro výpočet spalínového výměníku

Nejprve musím stanovit teploty spalín na vstupu a výstupu do výparníkové části. Teplotu spalín na vstupu do kapacitně větší jednotky volím  $t_{sp,IN} = 700^{\circ}\text{C}$ , tedy přibližně stejnou teplotu jako jsem určil v analytickém výpočtu. Teplotu ještě snižuji, protože



počítám s teplotní ztrátou spalinového potrubí. Teplotu volím  $t_{sp,OUT} = 140\text{ }^{\circ}\text{C}$ . Teplota je volena s ohledem na to, aby nedošlo ke kondenzaci vodní vlhkosti spalin.

Střední teplota spalin

$$t_{sp,STR} = \frac{t_{sp,IN} + t_{sp,OUT}}{2} \quad t_{sp,STR} = 420\text{ }[^{\circ}\text{C}] \quad (7.5)$$

Objemový tok spalin při střední teplotě

$$\dot{V}_{sp} = \dot{V}_{sp,N} \cdot \frac{T_{sp,STR}}{T_N} \quad \dot{V}_{sp} = 1972\text{ }[m^3 \cdot h^{-1}] \quad (7.6)$$

Měrná tepelná kapacita spalin při střední teplotě

$$c_{p,sp} = \sum c_{p,i} \cdot \frac{V_i}{V_{sp,sk}^v} \quad c_{p,sp} = 1,125\text{ }[kJ \cdot kg^{-1} \cdot K^{-1}] \quad (7.7)$$

Hustota spalin při normální teplotě

$$\rho_{sp} = \sum \rho_{i,N} \cdot \frac{V_i}{V_{sp,sk}^v} \quad \rho_{sp,N} = 0,405\text{ }[kg \cdot m^{-3}] \quad (7.8)$$

## 7.2 Tepelná bilance spalinového výměníku

Teplo přivedené spalinami

$$\dot{Q}_{sp} = \dot{V}_{sp} \cdot \rho_{sp} \cdot c_{p,sp} (t_{sp,IN} - t_{sp,OUT}) \cdot \varphi \quad \dot{Q}_{sp} = 126\text{ }[kW] \quad (7.8)$$

kde:  $\varphi$  – součinitel využití tepla, volím  $\varphi = 0,9$

Bilance výparníku

$$\dot{Q}_{sp} = \dot{Q}_{vyp} = \dot{m}_{nv} \cdot (i_{spp} - i_{nv}) \quad (7.11)$$

kde:  $i_{spp}$  – entalpie syté páry při  $t_{sp} = 138\text{ }^{\circ}\text{C}$ ;  $p_{spp} = 0,34\text{ MPa} \Rightarrow i_{spp} = 2731\text{ kJ.kg}^{-1}$

$i_{nv}$  – entalpie napájecí vody při  $t_{nv} = 35\text{ }^{\circ}\text{C}$ ;  $p_{nv} = 0,6\text{ MPa} \Rightarrow i_{nv} = 147\text{ kJ.kg}^{-1}$

Z rovnice (7.11) vyjádřím množství napájecí vody:

$$\dot{m}_{nv} = \frac{\dot{Q}_{sp}}{(i_{spp} - i_{nv})} \quad \dot{m}_{nv} = 175\text{ }[kg \cdot h^{-1}] \quad (7.12)$$

Množství napájecí vody se rovná množství vyrobené páry. Množství napájecí vody je malé, proto nebudu do systému zavádět další spotřebiče. Jediným spotřebičem v systému bude ohřívák napájecí vody. Množství spotřebované páry se bude rovnat množství vody přivedené do systému. Spotřebu páry na jeden cyklus jsem určil u popisu parního sterilizátoru ( $\dot{m}_{ps} = 80\text{ kg.h}^{-1}$ ). Přiváděná voda se bude ohřívát z teploty

$t_{pv,IN} = 15 \text{ }^{\circ}\text{C}$  (obvykle braná hodnota teploty vody v rozvodech) na teplotu výstupní  $t_{pv,OUT} = 35 \text{ }^{\circ}\text{C}$  (teplota kondenzátu z regulačního kondenzátoru). Potřebný výkon pro ohřívák vody je vypočten dle rovnice (7.14). Pomocí rovnice (7.15) určím hodinovou spotřebu páry pro ohřev přiváděné vody.

Střední teplota přiváděcí vody

$$t_{pv,STR} = \frac{t_{pv,IN} + t_{pv,OUT}}{2} \quad t_{pv,STR} = 25 \text{ }^{\circ}\text{C} \quad (7.13)$$

Bilance ohříváku vody

$$\dot{Q}_{ov} = \dot{m}_{ps} \cdot c_{p_{pv}} \cdot (t_{pv,OUT} - t_{pv,IN}) \quad \dot{Q}_{ov} = 1,7 \text{ } [kW] \quad (7.14)$$

Spotřeba páry pro ohřívák vody

$$\dot{m}_{ov} = \frac{\dot{Q}_{ov}}{(i_{spp} - i_k)} \quad \dot{m}_{ov} = 2,5 \text{ } [kg \cdot h^{-1}] \quad (7.15)$$

kde:  $i_k$  – entalpie kondenzátu při  $t_k = 35 \text{ }^{\circ}\text{C}$ ;  $p_k = 0,3 \text{ MPa} \Rightarrow i_k = 2731 \text{ kJ} \cdot \text{kg}^{-1}$

Nyní provedu součet páry potřebné pro provoz parního sterilizátoru a páry potřebné pro ohřev vody přiváděné do systému – rovnice (7.16).

Spotřeba páry pro spotřebiče

$$\dot{m}_{spotrebice} = \dot{m}_{ps} + \dot{m}_{ov} \quad \dot{m}_{spotrebice} = 82,5 \text{ } [kg \cdot h^{-1}] \quad (7.16)$$

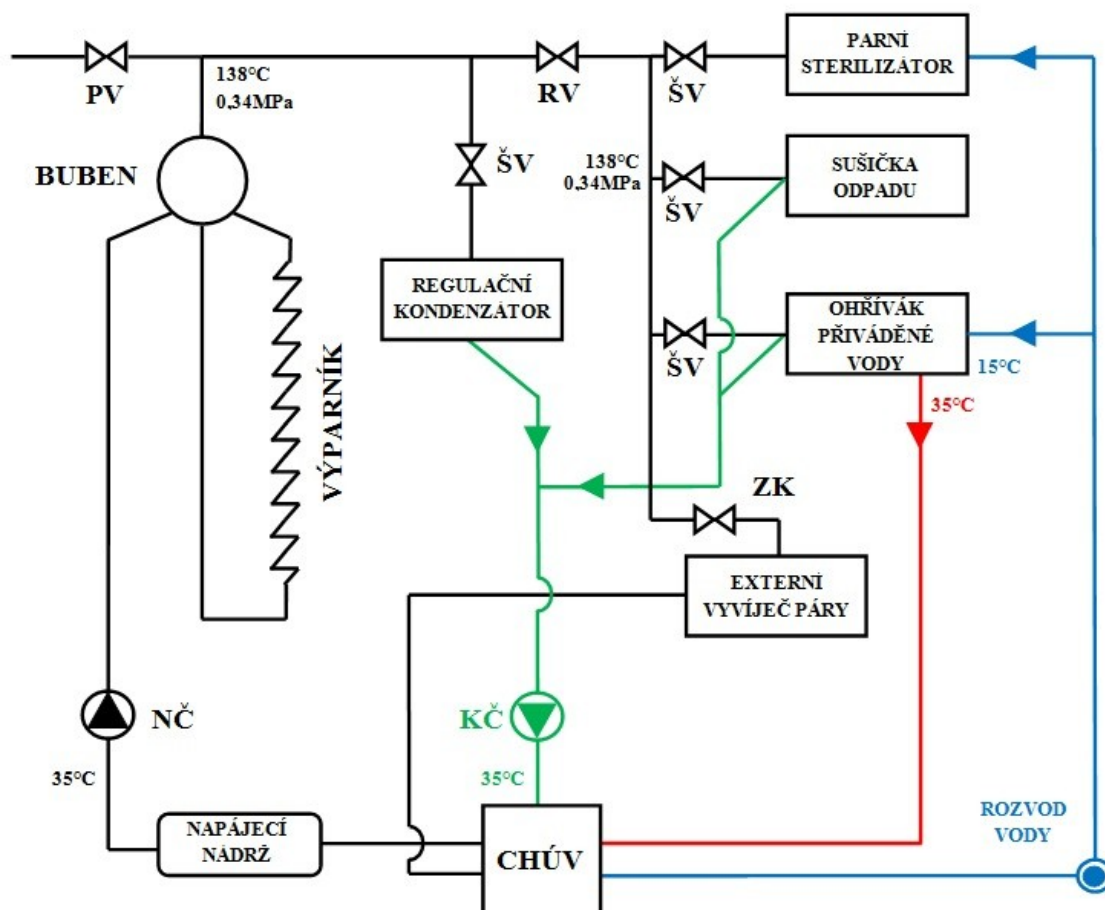
Z výsledku vyplývá, že spotřeba páry je  $82,5 \text{ kg} \cdot \text{h}^{-1}$ . Množství vyráběné páry je ovšem vyšší ( $175 \text{ kg} \cdot \text{h}^{-1}$ ). Aby nedocházelo zbytečně k maření energie syté páry, zavedu do systému ještě sušící zařízení. Přebytková pára tak může být využita pro sušení odpadu před jeho vstupem do jednotky, čímž dojde k snížení příkonu sušičky. V systému musí být také použit externí zdroj páry pro potřeby parní sterilizace v době odstávky jednotky nebo v době poruchy jeho parovodního systému (aby byla zajištěna dostatečná zásoba dekontaminovaného odpadu). Výsledné schéma navrženého systému je uvedeno na Obr. 7.2.

Nyní ještě stanovím tepelnou bilanci pro jiný než maximální příkon hořáku, tak abych zjistil, zda je systém schopný pokrýt spotřebu páry při snížení příkonu hořáku (případně i při snížení teploty spalin při provozu v režimu nahřívání pyrolýzní pece). Změní se tak množství spalin, pro 50 % příkon hořáku ( $P_{horak,50\%} = 300 \text{ kW}$ ) je množství vzniklých spalin určeno pomocí rovnice (7.17). Předpokládám, že teplota spalin se na vstupu do výparníku nezmění.

Objemový tok spalin při NP a příkonu  $P_{horak,50\%} = 300 \text{ kW}$

$$\dot{V}_{sp,N,50\%} = V_{sp,sk}^v \cdot \dot{V}_{ZP,50\%} = V_{sp,sk}^v \cdot \frac{P_{horak,50\%}}{Q_i^r} \quad \dot{V}_{sp,N,50\%} = 388 \text{ } [m^3 \cdot h^{-1}] \quad (7.17)$$

kde:  $Q_i^r$  – výhřevnost ZP  $Q_i^r = 35,95 \text{ MJ} \cdot \text{m}^{-3}$ , určeno dle [4]



Obr. 7.2 Výsledné schéma parovodního systému

Tuto vstupní hodnotu zadám do zpracovaného výpočetního programu EES, dosažené výsledky jsou uvedeny v Tab. 7.1. Z výsledku vyplývá, že množství vyrobené páry při 50 % příkonu hořáku  $\dot{m}_{\text{nv},50\%} = 87 \text{ kg.hod}^{-1}$  je vyšší ve srovnání se spotřebou  $\dot{m}_{\text{spotreby}} = 82,5 \text{ kg.hod}^{-1}$ . Lze tedy stanovit závěr, že i při 50 % snížení příkonu hořáku (při regulaci pyrolýzní pece) dojde k dostatečné výrobě syté páry a bude tak v plné výši kryta spotřeba v odběrové síti.

Veličina	Hodnota
Teplo přivedené spaliny	$\dot{Q}_{sp,50\%} = 62 [kW]$
Množství napájecí vody	$\dot{m}_{nv,50\%} = 87 [kg \cdot h^{-1}]$

Tab. 7.1 Výsledné hodnoty vyrobené páry pro 50% příkon hořáku

Nyní ještě přepočítám tepelnou bilanci pro nižší teplotu spalin na vstupu do výparníku. Tato situace může nastat při najíždění jednotky ze studeného stavu, parní výkon nebude dostačující, přesto může být vyrobená pára použita pro částečné snížení elektrického příkonu pro externí vyvíječ páry. V Tab. 7.2 jsou uvedeny výsledné

hodnoty pro teplotu spalin na vstupu do výparníku  $t_{sp,IN} = 500\text{ °C}$ , v Tab. 7.3 pro teplotu  $t_{sp,IN} = 400\text{ °C}$  a v Tab. 7.4 pro teplotu  $t_{sp,IN} = 300\text{ °C}$ .

Veličina	Hodnota
Teplo přivedené spalinami	$\dot{Q}_{sp,400^{\circ}C} = 79\text{ [kW]}$
Množství napájecí vody	$\dot{m}_{nv,400^{\circ}C} = 110\text{ [kg} \cdot \text{h}^{-1}\text{]}$

Tab. 7.2 Výsledné hodnoty pro teplotu spalin na vstupu do výparníku  $t_{sp,IN} = 500\text{ °C}$

Veličina	Hodnota
Teplo přivedené spalinami	$\dot{Q}_{sp,400^{\circ}C} = 57\text{ [kW]}$
Množství napájecí vody	$\dot{m}_{nv,400^{\circ}C} = 79\text{ [kg} \cdot \text{h}^{-1}\text{]}$

Tab. 7.3 Výsledné hodnoty pro teplotu spalin na vstupu do výparníku  $t_{sp,IN} = 400\text{ °C}$

Veličina	Hodnota
Teplo přivedené spalinami	$\dot{Q}_{sp,300^{\circ}C} = 35\text{ [kW]}$
Množství napájecí vody	$\dot{m}_{nv,300^{\circ}C} = 48\text{ [kg} \cdot \text{h}^{-1}\text{]}$

Tab. 7.4 Výsledné hodnoty pro teplotu spalin na vstupu do výparníku  $t_{sp,IN} = 300\text{ °C}$

Z dosažených výsledků vyplývá, že systém dokáže vyrobit dostatek páry pro spotřebiče i při teplotě spalin na vstupu do jednotky  $t_{sp,IN} = 500\text{ °C}$ , pro nižší teploty už není výroba páry dostačující a musí se použít externí vyvíječ páry. Přesto však při teplotě spalin  $t_{sp,IN} = 300\text{ °C}$  dokáže pokrýt poloviční spotřebu, čímž dochází k výraznému snížení příkonu externího elektrického vyvíječe páry.

### 7.3 Ekonomická rozvaha

#### Náklady na dekontaminaci odpadu bez využití vlastní páry

##### Investiční náklady

Pro požadovanou kapacitu ( $250\text{ kg} \cdot \text{h}^{-1}$ ) je nutno použít 3 ks parního sterilizátoru, jejich životnost udává výrobce 10 let. Při použití sterilizátoru s vlastním vyvíječem páry je potřeba upravit část vstupní vody na požadovanou kvalitu – demi voda. Proto je třeba do investičních nákladů započítat také tyto zařízení. Potřeba demi vody pro jeden cyklus je 25 l, při použití 3 sterilizátorů je tedy potřeba 75 l demi vody na jeden cyklus. Budu uvažovat stejnou úpravnu vody jakou jsem vytipoval v předchozí kapitole, navržené zařízení je pro tento případ předimenzované (investiční náklady na výkonově nižší úpravnu však nejsou výrazně menší a tak tento fakt zanedbávám). Životnost úpravy

vody je 5 let, použitého filtru 2,5 let (dle dodavatele), proto budu muset na uvažovanou životnost sterilizátoru 10 let počítat s 2 ks úpravny vody a 4 ks filtru. Investiční náklady na potrubní systém a armatury odhaduji, jejich přesné stanovení je obtížné, neboť záleží na podmínkách v místě instalace zařízení (délka potrubí, atd.). Investiční náklady pro dekontaminaci bez použití vlastní páry jsou uvedeny v Tab. 7.5. Uváděné ceny jsou bez DPH.

<b>Zařízení</b>	<b>Cena za jednotku [Kč]</b>	<b>Počet potřebných jednotek [ks]</b>	<b>Celková cena [Kč]</b>
Parní sterilizátor <b>Sterivap HP 9618-2 ED</b>	2 760 000	3	8 280 000
Úpravna vody <b>AUV 150/EM</b>	45 620	2	91 240
Duplexní změkčovací filtr <b>AZF 150D</b>	24 707	4	98 828
Armatury, potrubí, odpad	30 000		30 000
Celkové investiční náklady			<b>8 500 000</b>

Tab. 7.5 Investiční náklady pro dekontaminaci bez použití vlastní páry

#### Náklady na úpravu vody

Nejprve stanovím náklady na použité sorbenty. Pro úpravu vody bude použit sorbent APT 80355 (směsný inhibitor koroze). Spotřebu sorbentu volím  $30 \text{ mg.l}^{-1}$  (dle [20]), tak aby byla zaručena dostatečná kvalita vody. Pro regeneraci se používá tableťovaná regenerační sůl, spotřeba je 2,4 kg soli na jednu regeneraci, která se provádí každých 4 - 8 hodin (určeno dle produktového listu Duplexního změkčovacího filtru [21]). Volím regeneraci filtru každých 6 hodin. Ceny za jednotlivé sorbenty a regenerační sůl je uvedena v Tab. 7.6. Pro tuto variantu počítám pouze s použitím sorbentu **APT 80355**.

<b>Zařízení</b>	<b>Cena za balení [Kč]</b>	<b>Velikost balení [kg]</b>	<b>Cena za jednotku</b>
Sorbent <b>APT 80355</b>	1 680	25	$6,72 \cdot 10^{-5} \text{ Kč.mg}^{-1}$
Sorbent <b>APT 80358</b>	1 080	20	$5,40 \cdot 10^{-5} \text{ Kč.mg}^{-1}$
Regenerační sůl	175	25	$7 \text{ Kč.kg}^{-1}$

Tab. 7.6 Náklady na sorbenty a regenerační sůl

$$n_{\dot{u}v} = n_{\text{sorbent}} + n_{\text{regenerace}} + n_{\dot{u}v,el} = 0,16 + 2,8 + 0,018 = 3,024 \text{ [Kč} \cdot \text{cyklus}^{-1}] \quad (7.18)$$

$$n_{\text{sorbent}} = V_{\text{demi}} \cdot n_{\text{APT80355}} \cdot k_{\text{APT80355}} = 75 \cdot 6,72 \cdot 10^{-5} \cdot 30 = 0,152 \text{ [Kč} \cdot \text{cyklus}^{-1}]$$

$$n_{\text{regenerace}} = \frac{m_{\text{soli}}}{t_{\text{regenerace}}} \cdot n_{\text{soli}} = \frac{2,4}{6} \cdot 7 = 2,8 \text{ [Kč} \cdot \text{cyklus}^{-1}]$$

$$n_{\dot{u}v,el} = P_{\dot{u}v} \cdot n_{el} = 0,02 \cdot 3,6 = 0,072 \text{ [Kč} \cdot \text{cyklus}^{-1}]$$

kde:  $V_{\text{demi}}$  – spotřeba demivody 75 l  
 $n_{\text{APT80355}}$  – náklady na sorbent  $6,72 \cdot 10^{-5}$  Kč.mg<sup>-1</sup>, určeno dle Tab. 7.6  
 $k_{\text{APT80355}}$  – koncentrace sorbentu 30 mg.l<sup>-1</sup>, určeno dle [20]  
 $m_{\text{soli}}$  – spotřeba soli na regeneraci 2,4 kg.cykus<sup>-1</sup>, určeno dle [21]  
 $t_{\text{regenerace}}$  – doba regenerace 6 hod  
 $n_{\text{soli}}$  – náklady na sůl 7 Kč.kg<sup>-1</sup>, určeno dle Tab. 7.6  
 $P_{\dot{u}v}$  – příkon úpravny vody 20 W, určeno dle [19]  
 $n_{el}$  – cena elektrického proudu 3,6 Kč.kWh<sup>-1</sup>

Náklady na spotřebu vody pro parní sterilizátor

Parní sterilizátor potřebuje pro svůj provoz přívod obyčejné (neupravené) vody, která slouží jako procesní (k chlazení páry a zpracovávaného materiálu).

$$n_{\text{voda}} = k_{\text{sterilizatoru}} \cdot \dot{V}_{\text{vody}} \cdot n_{\text{voda}} = 3 \cdot 0,3 \cdot 66 = 59,4 \text{ [Kč} \cdot \text{cyklus}^{-1}] \quad (7.19)$$

kde:  $V_{\text{voda}}$  – spotřeba vody 0,3 m<sup>3</sup> pro jedno zařízení, určeno dle [18]  
 $k_{\text{sterilizatoru}}$  – počet sterilizátoru 3 ks  
 $n_{\text{voda}}$  – průměrná cena za vodu 66 Kč.m<sup>-3</sup>

Náklady na spotřebu elektrického proudu pro parní sterilizátor

$$n_{ps} = k_{\text{sterilizatoru}} \cdot P_{ps} \cdot n_{el} = 3 \cdot 23 \cdot 3,6 = 284,4 \text{ [Kč} \cdot \text{cyklus}^{-1}] \quad (7.20)$$

kde:  $P_{ps}$  – příkon parního sterilizátoru 23 kW, určeno dle [18]  
 $k_{\text{sterilizatoru}}$  – počet sterilizátoru 3 ks  
 $n_{el}$  – cena elektrického proudu 3,6 Kč.kWh<sup>-1</sup>

Náklady na amortizaci zařízení

Provoz zařízení budu uvažovat kontinuální, provoz bude probíhat 10 měsíců v roce (servisní odstávka 6 týdnů, výpadek vlivem poruchy 2 týdny za rok). Počet hodin v provozu za rok je tedy 7 416. Při počítané životnosti zařízení 10 let je tedy celkový počet hodin v provozu za celou životnost zařízení 74 160 hodin.

$$n_{\text{amortizace}} = \frac{n_{\text{inv}}}{t_{\text{provoz}}} = \frac{8500000}{74160} = 114,61 \text{ [Kč} \cdot \text{cyklus}^{-1}] \quad (7.21)$$

kde:  $n_{inv}$  – investiční náklady, určeno dle Tab. 7.5  
 $t_{provoz}$  – počet hodin (cyklů) v provozu za uvažovanou dobu životnosti

Náklady na údržbu

$$n_{údržba} = \frac{n_{inv} \cdot k_{údržba}}{t_{provoz}} = \frac{8500000 \cdot 0,02}{74160} = 2,29 \text{ [Kč} \cdot \text{cyklus}^{-1}] \quad (7.22)$$

kde:  $k_{údržba}$  – náklady na údržbu, obvyklá hodnota 2% z celkové ceny zařízení

Celkové náklady na dekontaminaci odpadu bez využití vlastní páry

$$\begin{aligned} n_{celkové} &= n_{úv} + n_{voda} + n_{ps} + n_{amortizace} + n_{údržba} \\ &= 3,03 + 59,4 + 284,4 + 114,61 + 2,29 \\ n_{celkové} &= 464 \text{ [Kč} \cdot \text{cyklus}^{-1}] \end{aligned} \quad (7.23)$$

**Náklady na dekontaminaci odpadu s využití vlastní páry**

Investiční náklady

Zařízení	Cena za jednotku [Kč]	Počet potřebných jednotek [ks]	Celková cena [Kč]
Parní sterilizátor <b>Sterivap HP 9618-2 FD</b>	2 435 000	3	7 305 000
Úpravna vody <b>AUV 150/EM</b>	45 620	2	91 240
Duplexní změkčovací filtr <b>AZF 150D</b>	24 707	4	98 828
Externí vyvíječ páry	464 900		464 900
Regulační kondenzátor	209 000	2	418 000
Výparník včetně příslušenství	570 000	2	1 140 000
Armatury, potrubí, odpad	200 000		200 000
Celkové investiční náklady			<b>9 718 000</b>

Tab. 7.7 Investiční náklady pro dekontaminaci s použitím vlastní páry

Při použití sterilizátoru s přípojkou na externí zdroj páry dochází ke snížení investičních nákladů na toto zařízení. Životnost výparníku včetně kompletního příslušenství budu uvažovat 6 let, stejně tak životnost regulačního kondenzátoru, proto

budu muset na uvažovanou životnost sterilizátoru 10 let počítat s 2 ks výparníku i kondenzátoru. Životnost externího vyvíječe páry budu uvažovat 10 let, protože bude používán pouze při poruše zařízení nebo při najíždění. Životnost úpravny vody je 5 let, použitého filtru 2,5 let, proto budu muset na uvažovanou životnost sterilizátoru 10 let počítat s 2 ks úpravny vody a 4 ks filtru. Investiční náklady na potrubní systém a armatury odhaduji, jejich přesné stanovení je obtížné, neboť záleží na podmínkách v místě instalace zařízení (délka potrubí, atd.). Investiční náklady pro dekontaminaci s použitím vlastní páry jsou uvedeny v Tab. 7.7. Uváděné ceny jsou bez DPH.

#### Náklady na úpravu vody

Pro tuto variantu počítám s použitím obou sorbentů (APT 80355 a APT 80358). Množství upravované vody je v tomto případě 175 l - rovnice (7.12).

$$n_{uv} = n_{sorbent} + n_{regenerace} + n_{uv,el} = 0,54 + 2,8 + 0,07 = 3,41 [Kč \cdot cyklus^{-1}] \quad (7.24)$$

$$n_{sorbent} = V_{obeh} \cdot (n_{APT80355} \cdot k_{APT80355} + n_{APT80358} \cdot k_{APT80358}) \\ = 175 \cdot (6,72 \cdot 10^{-5} \cdot 30 + 5,4 \cdot 10^{-5} \cdot 20) = 0,55 [Kč \cdot cyklus^{-1}]$$

$$n_{regenerace} = \frac{m_{soli}}{t_{regenerace}} \cdot n_{soli} = \frac{2,4}{6} \cdot 7 = 2,8 [Kč \cdot cyklus^{-1}]$$

$$n_{uv,el} = P_{uv} \cdot n_{el} = 0,02 \cdot 3,6 = 0,072 [Kč \cdot cyklus^{-1}]$$

kde:  $V_{obeh}$  – množství vody v parovodním oběhu 175 l  
 $n_{APT80358}$  – náklady na sorbent  $5,4 \cdot 10^{-5}$  Kč.mg<sup>-1</sup>, určeno dle Tab. 7.6  
 $k_{APT80358}$  – koncentrace sorbentu 20 mg.l<sup>-1</sup>, určeno dle [20]  
 $m_{soli}$  – spotřeba soli na regeneraci 2,4 kg.cykus<sup>-1</sup>, určeno dle [21]

#### Náklady na spotřebu vody pro parní sterilizátor

Náklady na spotřebu vody jsou stejné jako dle rovnice (7.19).

#### Náklady na spotřebu elektrického proudu pro parní sterilizátor

$$n_{ps} = k_{sterilizatoru} \cdot P_{ps} \cdot n_{el} = 3 \cdot 1,7 \cdot 3,6 = 18,36 [Kč \cdot cyklus^{-1}] \quad (7.25)$$

kde:  $P_{ps}$  – příkon sterilizátoru s externím zdrojem páry 1,7 kW - dle [18]

#### Náklady na amortizaci zařízení

Počet hodin v provozu za celou životnost systému je stejný jako u předchozího výpočtu, tedy  $t_{provoz} = 74\,160$  h.

$$n_{amortizace} = \frac{n_{inv}}{t_{provoz}} = \frac{99718000}{74160} = 131,05 [Kč \cdot cyklus^{-1}] \quad (7.26)$$

kde:  $n_{inv}$  – investiční náklady, určeno dle Tab. 7.7



#### Náklady na údržbu

$$n_{udrzba} = \frac{n_{inv} \cdot k_{udrzba}}{t_{provoz}} = \frac{9718000 \cdot 0,07}{74160} = 9,17 [Kč \cdot cyklus^{-1}] \quad (7.27)$$

kde:  $k_{udrzba}$  – náklady na údržbu, protože je systém složitější a obsahuje více zařízení, počítám s hodnotou nákladů na údržbu 7 %

#### Náklady spotřebu elektrického proudu pro provoz čerpadel

$$n_{cer,el} = k_{cer} \cdot P_{cer} \cdot n_{el} = 2 \cdot 0,3 \cdot 3,6 = 2,16 [Kč \cdot cyklus^{-1}] \quad (7.28)$$

kde:  $k_{cer}$  – počet použitých čerpadel 2 ks  
 $P_{cer}$  – příkon čerpadla 0,3 kW

#### Náklady spotřebu elektrického proudu pro provoz ventilátoru kondenzátoru

$$n_{ven,el} = P_{ven} \cdot n_{el} = 9,5 \cdot 3,6 = 34,2 [Kč \cdot cyklus^{-1}] \quad (7.29)$$

kde:  $P_{ven}$  – příkon ventilátoru chladícího okruhu kondenzátoru 9,5 kW

#### Celkové náklady na dekontaminaci odpadu s využitím vlastní páry

$$\begin{aligned} n_{celkové} &= n_{iv} + n_{voda} + n_{ps} + n_{amortizace} + n_{udrzba} + n_{cer,el} + n_{ven,el} \\ &= 3,36 + 59,4 + 18,36 + 131,05 + 9,17 + 2,16 + 34,2 \\ n_{celkové} &= 258 [Kč \cdot cyklus^{-1}] \end{aligned} \quad (7.30)$$

Při srovnání nákladů na dekontaminaci jedné vsázky (250 kg), vychází náklady se systémem výparníku (258 Kč.vsázka<sup>-1</sup>) o 46% levněji ve srovnání s náklady na dekontaminaci při použití sterilizátorů s vlastním vyvíječem páry (464 Kč.vsázka<sup>-1</sup>). Parovodní systém vychází o investičně 1 218 000 Kč draž než systém se sterilizátory s vlastním vyvíječem páry. Návratnost investice je tedy za 5 920 cyklů, což znamená návratnost přibližně za 1 rok kontinuálního provozu. Je ovšem nutno zmínit dva faktory, které tuto cenu zásadně ovlivňují. Pro dekontaminaci jsem vybral sterilizační jednotky, které jsou sice koncipovány jako velké průmyslové, primárně se však využívají pro dekontaminaci v rámci výroby (pro farmacii, chemický a potravinářský průmysl). Tyto zařízení splňují však i kritéria pro dekontaminaci odpadu – likvidace prionů (dle použitého programu a doby dekontaminace). To ovlivňuje jejich cenu dle mého názoru poměrně výrazně, při hledání možných dodavatelů pro dekontaminační technologie jsem však nenarazil na žádného, který by nabízel přímo sterilizátory pro dekontaminaci nebezpečného nemocničního odpadu (mající nebezpečnou vlastnost H9 – infekčnost). Dalším faktorem je, že teplo spalin na výstupu z pyrolýzní jednotky považuji za odpadní. Neuvažuji tedy v ekonomické rozvaze cenu za náklady na spotřebu zemního plynu pro výrobu páry, náklady ovšem budou započítány v provozu pyrolýzní pece (což se projeví vyššími náklady na zpracování materiálu v pyrolýzní jednotce).

## 8. ZÁVĚR

Ve své práci jsem se zabýval optimalizačními úpravami laboratorní pyrolýzní jednotky. Cílem těchto návrhů bylo zvýšení efektivity, funkčnosti a životnosti jednotlivých částí i jednotky jako celku.

Při tepelné kontrole návrhu spalovací komory jsem došel k závěru, že zařízení tak, jak je navrženo, nebude dostačovat pro ohřev materiálu na žádané teploty. Pro výpočet potřebného tepla jsem použil průměrné složení nemocničního odpadu, složení reálného odpadu, který bude v jednotce zpracováván, jsem neměl k dispozici. Toto složení, resp. měrná tepelná kapacita jednotlivých složek, však výrazně ovlivňuje celkové potřebné teplo a proto by bylo vhodné jej určit pro reálný odpad. Závěr, že tepelný návrh spalovací komory nevyhovuje, jsem potvrdil provedením numerického výpočtu - simulace proudění spalin v prostoru spalovací komory a bezprostředně přilehlých částí. Výsledky obou výpočetních metod se liší přibližně o 37 % z celkového přeneseného tepla. Rozdíl výsledků je způsoben převážně nepřesností analytické metody výpočtu, zejména pak nepřesnými odhady směru proudění v jednotlivých částech. Oproti výsledkům analytické metody tak nedojde k takovému vychlazení spalin po délce retorty a předání takového tepelného výkonu, jaké jsem dle analytického výpočtu určil. Výsledky provedené simulace bohužel nemůžu srovnat s reálnými poměry, neboť se zařízení stále nachází ve stádiu realizace a nejsou zatím dostupné žádné relevantní výsledky měření.

Z pohledu konstrukce spalovací komora vyhovuje, nedochází nikde k výraznému ovlivnění proudění nevhodně umístěnou plochou, popř. velkými teplotními rozdíly. Navrhnul jsem pouze jedinou konstrukční úpravu, jedná se o vytvoření dilatačních drážek k zamezení praskání přírub vlivem velkého vnitřního pnutí materiálu pláště komory způsobeného velkými teplotními rozdíly při nahřívání jednotky. Další navrhovanou úpravou je změna deflektoru hořáku, která vede ke zvýšení teploty spalin zemního plynu. Tímto zásahem dochází ke zvýšení teplotních polí pyrolýzní pece, což má za následek zvýšení celkového předaného tepla z proudu spalin do materiálu. Po provedení přepočtu již vychází předané teplo dostatečné a lze tak předpokládat dosažení požadovaných teplot pyrolýzního procesu.

Při návrhu možností využití tepla spalin a pyrolýzního plynu jsem vycházel z technické i ekonomické proveditelnosti navrhovaného řešení. Využití tepla pyrolýzního plynu není u této laboratorní jednotky proveditelné, a to z důvodu malého množství plynu. Stejný problém nastal i u využití tepla spalin, proto jsem se zaměřil na kapacitně výkonnější jednotku. U jednotky s kapacitou  $250 \text{ kg} \cdot \text{h}^{-1}$  je již možné spaliny využívat, ekonomický přínos navrhované varianty jsem ověřil v provedeném ekonomickém rozboru. Dojde tak k využití odpadního tepla spalin, čímž se sníží elektrický příkon pro parní sterilizátory a dojde také ke zvýšení celkové tepelné účinnosti celého zařízení.

## SEZNAM POUŽITÉ LITERATURY

- [1] PAVLÍK, P. Možnosti využití spalitelných odpadů pro redukce potřeby tepla z CZT: bakalářská práce. Ostrava: VŠB – Technická univerzita Ostrava, Fakulta strojní, Katedra energetiky, 2010, 52 s. Vedoucí práce: Juchelková, D.
- [2] Firemní technická dokumentace k pyrolýzní jednotce Wastech poskytnutá zhotovitelem jednotky, společností Arrow Line a.s. se sídlem 1. máje 34/120 blok C 703 00 Ostrava – Vítkovice.
- [3] Produktové listy výrobce hořáku ECLIPSE Burner Ltd. Dostupné z: <<http://www.eclipseburner.com.tw/pdf/TJ/TJ/TJ0015.pdf>>
- [4] ČERNÝ, V.; JANEBA, B.; TEYSSLER, J.: Parní kotle, SNTL Praha 1983.
- [5] NOSKIEVIČ, P.: Spalování uhlí, Skripta FS VŠB-TU Ostrava, Ostrava 1998, ISBN 80-7078-197-1.
- [6] RAŽNJEVIĆ, K.: Termodynamické tabulky, Bratislava 1984, MDT 536. 083.5
- [7] KADLEC, Z.: Průvodce sdílením tepla pro požární specialisty, Ostrava 2009, ISBN 978-80-7385-061-6.
- [8] KOZUBKOVÁ, M.: Modelování proudění tekutin, FLUENT, CFX, skripta Katedry hydromechaniky a hydraulických zařízení, FS, VŠB Ostrava 2008.
- [9] Uživatelský manuál programu ANSYS 13.0 Workbench (originální název: ANSYS Workbench User's Guide). Dostupné z: <[http://www1.ansys.com/customer/content/documentation/130/wb2\\_help.pdf](http://www1.ansys.com/customer/content/documentation/130/wb2_help.pdf)>
- [10] BAŠTA, J.: Topenářská příručka: 120 let topenářství v Čechách a na Moravě, Praha 2001, ISBN 80-86176-81-9.
- [11] <<http://www.envicrack.cz/pyrolyza.html>> – internetové stránky klastru ENVICRACK, který se zabývá využitím alternativních a obnovitelných zdrojů energie.
- [12] LIENVEBER, J.; VÁVRA, P.: Strojnické tabulky, Úvaly 2003, ISBN 80-86490-74-2.
- [13] TRÁVNÍČEK, P., KARAFIÁT, Z.: Kogenerace pomocí plynových spalovacích motorů. Dostupné z: <<http://biom.cz/cz/odborne-clanky/kogenerace-pomoci-plynovych-spalovacich-motoru>>. ISSN: 1801-2655.
- [14] Vyhodnocení výsledků měření na pyrolýzní jednotce PyroMATIC, provedené pro referenční palivo – hnědé uhlí. Tyto podklady byly poskytnuty společností Arrow Line a.s.

- [15] LI, Chih-Shan, JENG, Fu-Tien: Physical and Chemical Composition of Hospital Waste, uvedeno ve sborníku Physical and Chemical Composition of Hospital Waste, 1988-2012, vydávaném The University of Chicago Press pod záštitou The Society for Healthcare Epidemiology of America, ISSN: 0899823X, E-ISSN: 15596834.
- [16] Produktové listy výrobce hořáku ECLIPSE Heatpak Burners European Model RAHP. Dostupné z: < <http://www.eclipsenet.com/products/ratioair>>
- [17] ČSN EN 285 84 710 Sterilizace - Parní sterilizátory - Velké sterilizátory, Český normalizační institut, Praha, listopad 2006.
- [18] Produktový list parního sterilizátoru Starivap HP 9621 – 2 FD. Dostupné z: < [http://www.bmt.cz/Data/files/download/prospekty/CZ/Sterivap\\_hp\\_CZ.pdf](http://www.bmt.cz/Data/files/download/prospekty/CZ/Sterivap_hp_CZ.pdf)>
- [19] Produktový list Automatické blokové úpravny vody AUV 150/EM. Dostupné z: <[http://www.aquaproduct.cz/files/00016-4.3.1 AUV automaticke upravny jednoduche v provedeni G 34.pdf.pdf](http://www.aquaproduct.cz/files/00016-4.3.1_AUV_automaticke_upravny_jednoduche_v_provedeni_G_34.pdf.pdf)>
- [20] Produktový list sorbentů pro chemickou úpravnu vody. Dostupné z: <[http://www.aquaproduct.cz/files/00034-9.3 APT chemicke prostredky na upravu vody.pdf.pdf](http://www.aquaproduct.cz/files/00034-9.3_APT_chemicke_prostredky_na_upravu_vody.pdf.pdf)>
- [21] Produktový list Duplexní změkčovací filtr AZF 150D. Dostupné z: <[http://www.aquaproduct.cz/files/00040-2.3.1 AZFD automaticke zmekcovaci filtry duplexni.pdf.pdf](http://www.aquaproduct.cz/files/00040-2.3.1_AZFD_automaticke_zmekcovaci_filtry_duplexni.pdf.pdf)>

## SEZNAM PŘÍLOH

- [A] Výkresová dokumentace  
Alternativní konstrukce spodního dílu SK - PAV641 – DP – 001
- [B] Výkresová dokumentace  
Alternativní konstrukce horního dílu SK - PAV641 – DP – 002
- [C] Výkresová dokumentace  
Laboratorní pyrolýza Wastech - PAV641 – DP - 003
- [D] Kompletní nastavení sítě
- [E] Četnost buněk v závislosti na velikosti a druhu
- [F] Výsledková tabulka jednotlivých měření na jednotce PyroMATIC

# PŘÍLOHA D

## Kompletní nastavení sítě

[-] Defaults	
Physics Preference	CFD
Solver Preference	Fluent
<input type="checkbox"/> Relevance	0
[-] Sizing	
Use Advanced Size Function	On: Curvature
Relevance Center	Medium
Initial Size Seed	Active Assembly
Smoothing	High
Transition	Slow
Span Angle Center	Fine
<input type="checkbox"/> Curvature Normal Angle	Default (18,0 °)
<input type="checkbox"/> Min Size	Default (4,0625e-004 m)
<input type="checkbox"/> Max Face Size	6,e-003 m
<input type="checkbox"/> Max Size	1,2e-002 m
<input type="checkbox"/> Growth Rate	Default (1,20 )
Minimum Edge Length	0,101340 m
[-] Inflation	
Use Automatic Inflation	None
Inflation Option	Smooth Transition
<input type="checkbox"/> Transition Ratio	0,272
<input type="checkbox"/> Maximum Layers	5
<input type="checkbox"/> Growth Rate	1,2
Inflation Algorithm	Pre
View Advanced Options	No
[-] CutCellMeshing	
Active	No
[-] Advanced	
Shape Checking	CFD
Element Midside Nodes	Dropped
Straight Sided Elements	
Number of Retries	0
Extra Retries For Assembly	Yes
Rigid Body Behavior	Dimensionally Reduced
Mesh Morphing	Disabled
[-] Defeaturing	
Pinch Tolerance	Default (3,6562e-004 m)
Generate Pinch on Refresh	No
Automatic Mesh Based Defeaturing	On
<input type="checkbox"/> Defeaturing Tolerance	Default (2,0312e-004 m)
[-] Statistics	
<input type="checkbox"/> Nodes	471296
<input type="checkbox"/> Elements	481049

Nastavení fyzikálního modelu

Globální nastavení sítě

# PŘÍLOHA E

Četnost buněk v závislosti na velikosti a druhu

Skewness					Orthogonal Quality				
Velikost	Četnost				Velikost	Četnost			
	Tet4	Hex8	Wed6	Pyr5		Tet4	Hex8	Wed6	Pyr5
<b>0,05</b>	721	243000	221	987	<b>0,05</b>	0	0	0	0
<b>0,15</b>	406	65400	1120	454	<b>0,155</b>	1700	83	33	3320
<b>0,25</b>	867	40300	1970	1520	<b>0,255</b>	3390	1080	122	6250
<b>0,35</b>	1450	27500	2210	3490	<b>0,354</b>	3640	1531	460	7300
<b>0,45</b>	1680	16200	1610	5960	<b>0,453</b>	3660	1650	721	7090
<b>0,55</b>	1980	8777	1290	8560	<b>0,553</b>	3750	2480	903	6490
<b>0,65</b>	2290	4370	991	10900	<b>0,652</b>	3380	4980	1400	7070
<b>0,75</b>	2730	2710	668	9830	<b>0,752</b>	2000	10200	1840	5200
<b>0,85</b>	3700	1640	83	5410	<b>0,851</b>	502	26400	2420	2960
<b>0,95</b>	68	0	0	26	<b>0,95</b>	20	353000	2830	293

# PŘÍLOHA F

Výsledková tabulka jednotlivých měření na jednotce PyroMATIC

Hmotnost materiálu [kg]	Spotřeba ZP [m <sup>3</sup> ]	Vznik pyrolýzního plynu [m <sup>3</sup> ]	Vznik pyrolýzního oleje těžká frakce [kg]	Vznik pyrolýzního oleje lehká frakce [kg]	Tuhý zbytek [kg]	Celkový čas [hod]
120	30	23,6	18	28	50	3
50	20	4,5	14	6	25	3
60	19,6	6,3	17	9,5	28	3
60	33,4	18,5	10,3	12	24,5	3
60	28	11,7	15	10,7	25	3
60	20,8	6,4	17	8,6	25,8	3
120	32,43	24,3	24	24,4	55,4	3
86	19,32	10,9	26,2	10,5	31,7	4
120	25,11	12,8	22	21,5	50,5	5
<b>736</b>	<b>228,66</b>	<b>119</b>	<b>163,5</b>	<b>131,2</b>	<b>315,9</b>	<b>30</b>
na 1 kg materiálu:	<b>0,311</b>	<b>0,162</b>	<b>0,222</b>	<b>0,178</b>	<b>0,429</b>	<b>0,041</b>